

UNIVERSIDAD
CARLOS III
DE MADRID



ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR
INGENIERÍA INDUSTRIAL

PROYECTO FIN DE CARRERA

TÍTULO:

MODELOS DE FRICCIÓN PARA
MECANIZADO DE ALTA VELOCIDAD

AUTOR: ALFONSO YNIGO RIVERA

TUTOR: RACHID CHERIGUENE

ÍNDICE

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN	-4-
CAPÍTULO II: MODELADO POR ELEMENTOS FINITOS	-7-
1.- Introducción	-8-
2.- Proceso de mecanizado bajo estudio	-8-
3.- Método de resolución	-10-
3.1.- Integración directa implícita.....	-10-
3.2.- Integración directa explícita	-11-
3.3.- Método de resolución escogido.....	-12-
4.- Tipo de elemento empleado	-12-
5.- Propiedad del material.....	-13-
5.1.- Material de la herramienta	-13-
5.2.- Material de la viruta.....	-14-
6.- Modelos viruta-herramienta	-16-
6.1.- ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian)	-16-
6.2.- Modelo geométrico.....	-17-
6.3.- Condiciones de contorno	-20-
6.4.- Mallado realizado	-22-
6.5.- Variables de salida.....	-24-
6.6.- Estudio de fricción dependiente de la temperatura.....	-24-
6.7.- Conclusiones.....	-26-

CAPÍTULO III: SIMULACIONES REALIZADAS-28-

1.- Introducción-29-

2.- Simulaciones con fricción dependiente de la velocidad-29-

2.1.- Rango de velocidades-30-

2.2.- Descripción de los modelos de fricción.....-31-

2.3.- Tiempo del proceso de corte.....-32-

2.4.- Comprobaciones-33-

2.5.- Herramienta totalmente empotrada-37-

3.- Simulaciones con fricción dependiente de la temperatura.....-40-

3.1.- Rango de velocidades-40-

3.2.- Modelos de fricción dependiente de la temperatura-41-

3.3.- Tiempos de simulación.....-42-

3.4.- Comprobaciones-42-

4.- Conclusiones-44-

CAPÍTULO IV: RESULTADOS Y ANÁLISIS-46-

1.- Introducción-47-

2.- Fricción dependiente de la velocidad.....-47-

2.1.- Fuerzas de corte-48-

2.2.- Coeficiente de fricción global.....-56-

2.3.- Espesor de viruta deformada y ángulo de deslizamiento-63-

2.4.- Longitud de contacto-68-

Índice

2.5.- Longitudes <i>sticking-sliding</i>	-71-
2.6.- Análisis con continuidad de temperatura.....	-75-
3.- Fricción dependiente de la temperatura	-81-
3.1.- Fuerzas de corte	-81-
3.2.- Coeficiente de fricción global.....	-86-
3.3.- Máxima temperatura en la interfase	-88-
3.4.- Flujo de calor viruta-herramienta	-90-
4.- Conclusiones	-95-
CAPÍTULO V: CONCLUSIONES Y TRABAJOS POSTERIORES	-97-
CAPÍTULO VI: REFERENCIAS.....	-100-

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

Introducción

En la situación de globalización actual, las empresas buscan la constante mejora de sus sistemas productivos, ya que esto les permite adquirir ventajas competitivas sobre la competencia. Dentro de algunos de estos sistemas productivos, cobran una gran importancia los procesos de mecanizado de material. Prueba de ello ha sido el gran crecimiento que ha experimentado esta industria en las últimas décadas, y la gran evolución que ha tenido el sector.

El paso que se está dando actualmente, en busca de la optimización de los procesos de fabricación, es la migración hacia el *Mecanizado de Alta Velocidad*, también llamado MAV. Las nuevas tecnologías, con mejores materiales para las herramientas y las máquinas herramientas, así como mayores potencias en los motores de actuación de éstas, han permitido esta evolución que acarrea numerosas ventajas desde el punto de vista productivo. Algunas de estas ventajas son las siguientes [1]:

- Disminución de las fuerzas de corte en los materiales dúctiles, con la posibilidad de mecanizar paredes extremadamente delgadas (0,2 mm).
- Mayor precisión de los contornos, mejor calidad superficial y tolerancias dimensionales más precisas.
- Reducción del tiempo de pulido.
- Mecanizado de una sola pasada para el desbaste y acabado.
- Reducción del tiempo de mecanizado y coste global.
- Disminución del coeficiente de rozamiento viruta-herramienta.
- Evacuación casi total del calor por medio de la viruta.
- Aumento en la vida de la herramienta.
- Posibilidad de mecanizado de aceros duros (>50 HRC) como si fuera mecanizado en caliente.

Dada la larga lista de beneficios que acarrea este modo de mecanizar, resulta evidente por qué es considerado el siguiente paso en la evolución hacia el mecanizado óptimo. En este trabajo nos centraremos fundamentalmente en dos de las ventajas indicadas anteriormente: la evolución decreciente de la fricción con la velocidad de corte y la evacuación de calor a través de la viruta.

El comportamiento de la *fricción* en los procesos de corte sigue siendo en la actualidad una tarea por resolver dentro de la comunidad científica. En los artículos más

Introducción

recientes dentro del campo de la fabricación, podemos ver cómo existe un gran interés sobre el comportamiento de este fenómeno [2][3], y se asume que es una tarea pendiente.

Hoy en día existen dos caminos por los cuales se lleva a cabo el estudio de este fenómeno: los ensayos experimentales de corte y las simulaciones de laboratorio. El primero de estos métodos permite la obtención de datos macroscópicos, pero no permite la obtención de datos microscópicos que puedan ser introducidos en un modelo de elementos finitos. Por lo tanto, no permiten dar datos cuantitativos sobre el proceso de corte en lo que se refiere a las variables microscópicas. Las simulaciones de laboratorio, por otro lado, sí permiten un estudio más detallado de las variables microscópicas, como pueden ser la velocidad de deslizamiento en la interfase, la presión de contacto o los flujos de calor. Por otro lado, las elevadas presiones alcanzadas en los procesos de corte, junto con las altísimas temperaturas, deformaciones y velocidades de deformación que se dan durante el mecanizado, hacen que dichos test de laboratorio sean difíciles de llevar a cabo con precisión al no existir leyes adecuadas para el comportamiento de los materiales en dichos rangos.

En este trabajo, nos centraremos en estudiar el comportamiento de este fenómeno tan controvertido por medio de simulaciones de laboratorio, más concretamente por medio del método de los elementos finitos. Partiendo de datos obtenidos en anteriores simulaciones de elementos finitos y de formulaciones creadas por varios autores [4], se han impuesto modelos de fricción en los que ésta depende de las dos variables que hoy por hoy se consideran más relevantes en su comportamiento: la velocidad de deslizamiento en la superficie de desprendimiento y la temperatura. En este trabajo, se realizan ambos estudios por separado, y podría ser objeto de futuros trabajos un análisis conjunto teniendo en cuenta ambos factores simultáneamente.

Una vez obtenidos los resultados de estos modelos, los resultados se han contrastado con los valores obtenidos en ensayos experimentales idénticos a los simulados por medio de los modelos de elementos finitos [5]. Sin embargo, hay que señalar que el objetivo del trabajo no es obtener datos cuantitativos exactos, ya que esto resulta inviable, sino estudiar las tendencias de este fenómeno en el rango de la alta velocidad, intentando comprender los fenómenos termo-mecánicos que ocurren durante el proceso de corte.

CAPÍTULO II: MODELADO POR ELEMENTOS FINITOS

1.- INTRODUCCIÓN

En este capítulo se desarrollarán los modelos numéricos que han sido utilizados en las simulaciones de este trabajo, exponiendo los motivos por los que se han definido de esa manera. En primer lugar, conviene describir el proceso de corte que se pretende modelar, para a continuación definir el método de resolución más adecuado, el tipo de elementos finitos empleados y la modelización del material.

2.- PROCESO DE MECANIZADO

El proceso de mecanizado bajo estudio es el de corte ortogonal, en el que la arista de corte es perpendicular a la velocidad de corte; y se ha considerado la formación de viruta continua. Un modelo de este proceso se muestra en la imagen 2.1.

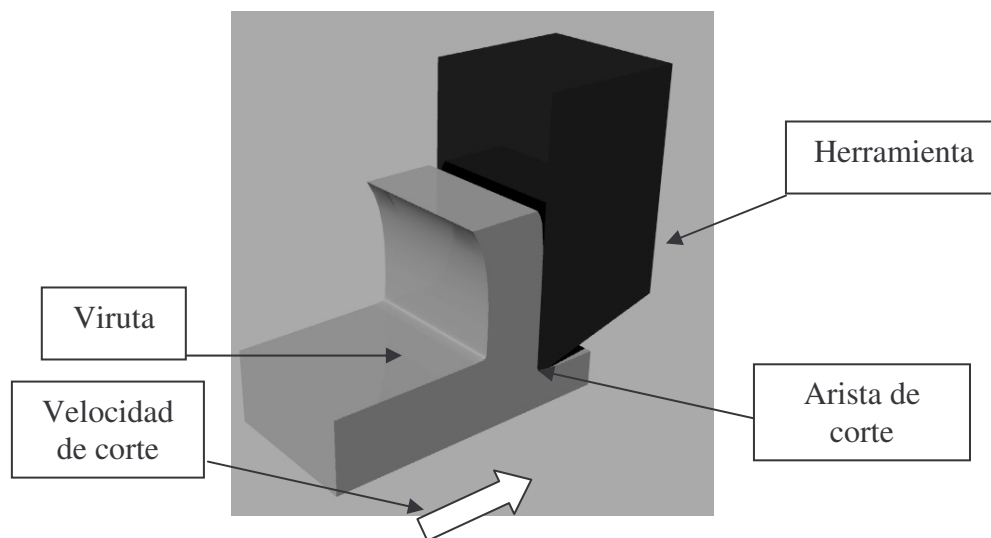


Imagen 2.1.- Proceso de corte ortogonal

En la realidad, la mayoría de los procesos no presentan esta situación, ya que existe un ángulo diferente de 90° entre la arista de corte y la velocidad de corte (o dicho de otro modo, no se produce corte ortogonal). Sin embargo, haremos esta simplificación por varias razones:

- Se trata de un problema que continúa en investigación, y que no está completamente definido, por lo que no carece de interés científico.

Modelado por elementos finitos

- Nos permite trabajar de forma sencilla con un modelo de dos dimensiones, ya que bajo la hipótesis de *deformación plana* el comportamiento de la viruta es idéntico en todos los planos perpendiculares a la arista de corte.

En relación con los parámetros de corte utilizados, tenemos lo siguiente:

- *Velocidad de corte:* Se analizarán, para cada uno de los casos estudiados, las siguientes velocidades: 4, 6, 8, 10, 12, 15, 30 y 50 m/s. Esto nos permitirá trazar curvas suficientemente precisas de las variables a evaluar en función de la velocidad de corte.
- *Avance de la herramienta:* Es constante para todos los modelos y tiene un valor de 0.1 mm. Este es un valor propio de velocidades de corte tan elevadas como las que se alcanzan en el mecanizado de alta velocidad.
- *Profundidad de corte:* En el modelo numérico creado se ha tenido en cuenta la hipótesis de deformación plana, trabajando en dos dimensiones exclusivamente. De este modo, las matrices que definen la posición de los elementos se ven reducidas a únicamente dos filas y dos columnas, mientras que los tensores de deformación y tensión de los elementos pasan de tener dimensión 6 a dimensión 3. Esto, desde el punto de vista físico, equivale a la utilización de una profundidad de corte igual a la unidad. Siendo la unidad de medida del modelo el metro, los resultados obtenidos son los que se obtendrían para un proceso de corte en el que la profundidad de corte sea de un metro.
- *Ángulo de desprendimiento:* Este parámetro se mantendrá constante a lo largo de todos los modelos, y tal y como se observa en la figura 2.1 será de 0°.
- *Ángulo de incidencia:* Tiene un valor de 6° en todos los modelos.
- *Radio del filo de corte:* Tiene un valor de 15 μm en todos los modelos.

Todos estos valores pueden verse claramente en la figura 2.1.

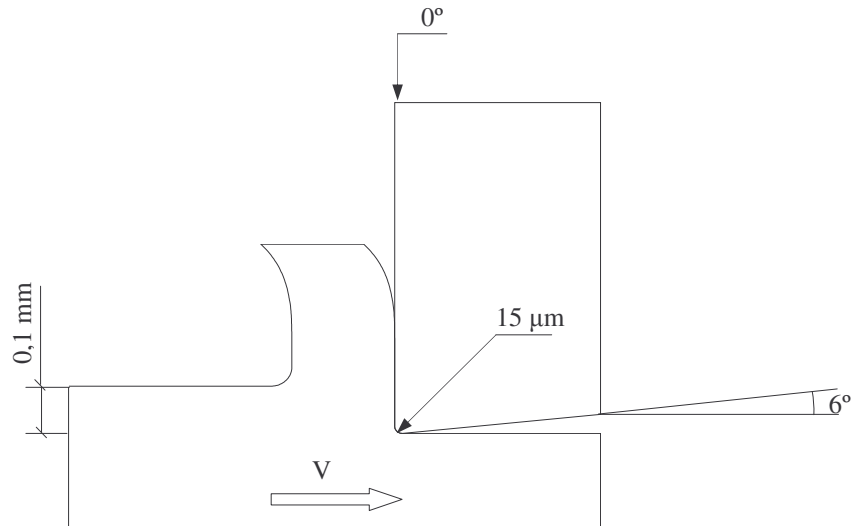


Figura 2.1.- Parámetros de mecanizado

3.- MÉTODO DE RESOLUCIÓN

El *software* de elementos finitos empleado en la resolución de los modelos ha sido Abaqus, más concretamente la versión 6.7.1. Estamos ante un problema dinámico, y para resolverlo, este software ofrece dos métodos de resolución:

- Integración directa implícita.
- Integración directa explícita.

Para seleccionar uno de los dos métodos de resolución, han de tenerse en cuenta las condiciones del problema, evaluando cuál de los dos podrá alcanzar la solución del problema y, en caso de que ambos puedan hacerlo, cuál será más eficiente computacionalmente. Según la documentación que acompaña al *software* mencionado, podemos decir resumidamente lo siguiente en relación con cada uno de los métodos de resolución.

3.1- Integración directa implícita

Este método de resolución emplea el operador implícito de Hilber-Hughes-Taylor. Desde el punto de vista de la convergencia, este método plantea más problemas que el método explícito en problemas fuertemente no lineales.

Por otro lado, este proceso requiere el cálculo de la matriz de rigidez para cada uno de los incrementos de tiempo, con la correspondiente inversión de la misma. Esto hace que para grandes modelos, resulte poco eficiente desde el punto de vista computacional.

Una de las ventajas que tiene la integración directa implícita es que el valor del incremento de tiempo no tiene un límite prefijado, ya que este operador es incondicionalmente estable, lo cual lo hace apropiado para modelos en los que el *tiempo de ejecución* sea elevado. En adelante, entenderemos por tiempo de ejecución del modelo el tiempo de mecanizado que se está simulando.

Otra de las ventajas que tiene este método es que Abaqus ofrece una mayor variedad de elementos para el mismo.

3.2- Integración directa explícita

Este método de resolución emplea el operador de la diferencia-central, que calcula la solución del sistema en un instante a partir de su situación en un instante $t_{n-1} = t_n - h$, donde h es el incremento de tiempo definido para el problema dinámico.

Desde el punto de vista de la convergencia, este método garantiza la convergencia a condición de que el tiempo de cada incremento sea el adecuado. Esta es una gran ventaja en un problema fuertemente no lineal como el que nos ocupa.

Por otro lado, este método no requiere la integración de la matriz de rigidez en cada uno de los incrementos del problema, lo cual lo hace mucho más eficiente para problemas de gran tamaño. Sin embargo, lleva consigo el problema de que es condicionalmente estable, guardando esta estabilidad una estrecha relación con el tiempo que tarda una onda en atravesar el elemento más pequeño del modelo y con el incremento de tiempo prefijado en el modelo. De este modo, el problema será estable si el incremento de tiempo prefijado es menor que el tiempo que tarda la onda en atravesar el elemento más pequeño (también llamado *incremento de tiempo crítico*). Por tanto, podemos decir que este modelo será eficiente en aquellos modelos en los que la relación entre el tiempo de ejecución y el incremento de tiempo máximo que podamos imponer al problema no sea muy elevada. Hay que señalar a este respecto que Abaqus ofrece una herramienta para mejorar la eficiencia computacional en la solución explícita, llamada

“mass-scaling”. Esta herramienta permite aumentar la masa de aquellos elementos del modelo que debido a su pequeño tamaño reducen considerablemente el incremento de tiempo crítico, haciendo que sea posible resolver el problema con incrementos de tiempo mayores. Aplicando correctamente esta herramienta, puede aumentarse considerablemente la eficiencia computacional del proceso sin grandes implicaciones en la precisión de la solución.

3.3- Método de resolución escogido

La selección de un método u otro no es obvia para el problema descrito ya que tenemos un problema con gran número de elementos (sobre todo en el modelo de fricción dependiente de la temperatura) y reducido tamaño de la malla. Por otro lado, es un problema fuertemente no lineal, por lo que alcanzar la convergencia puede ser un problema para el método de resolución implícita.

La solución finalmente escogida ha sido la resolución por el método explícito, dado que ofrece más ventajas (sobre todo desde el punto de vista de la convergencia) y confiando en que el “*mass scaling*” sea útil ante problemas de eficiencia computacional.

4.- TIPO DE ELEMENTO EMPLEADO

El elemento seleccionado para la resolución del problema es el CPE4RT, que presenta las siguientes características:

- Cálculo acoplado de *desplazamientos y temperatura*, necesario en nuestro problema puesto que en el mecanizado se alcanzan temperaturas que afectan notablemente al comportamiento de los materiales, siendo necesario tenerlas en cuenta.
- *Deformación plana*. Tal y como se ha explicado en la sección 2.1, el problema puede considerarse de deformación plana, por lo que este elemento resulta válido en el cálculo.

- *4 nodos*. Se trata de un elemento cuadrangular con 4 nodos, uno por esquina. Por tanto, es lineal desde el punto de vista geométrico, permaneciendo los lados del elemento siempre rectos.
- *Integración reducida*. De este modo reducimos el número de puntos de cálculo y aumentamos la eficiencia computacional del proceso.

5.- PROPIEDADES DEL MATERIAL

Uno de los mayores problemas con los que se enfrentan los modelos de elementos finitos que intentan representar los procesos de mecanizado es la selección de las leyes que rigen el material bajo estudio. Esto es debido fundamentalmente a que durante el proceso de arranque de material, éste se ve sometido a deformaciones y a velocidades de deformación muy elevadas (300 % y 10^6 s^{-1} respectivamente) para las cuales no existen datos experimentales sobre el comportamiento del material. Aún así, se puede afrontar el problema mediante la modelización con leyes conocidas y extrapoladas a estos valores de deformación, siempre teniendo en cuenta el error que se está cometiendo en esta simplificación (sobre todo de cara a los resultados finales, de los cuales no cabe esperar que sean iguales a los experimentales).

5.1- Material de la herramienta

La herramienta no es el objeto de estudio de este trabajo, y por ello se ha idealizado como un material de alta rigidez, comportamiento perfectamente rígido, y con una elevada densidad. Estas propiedades, junto con las propiedades térmicas del material de la herramienta, se indican en la tabla 2.1.

PROPIEDADES MECÁNICAS			PROPIEDADES TÉRMICAS	
<i>Densidad</i> (kg/m^3)	<i>Módulo de Young</i> (MPa)	<i>Coefficiente de Poisson</i>	<i>Conductividad</i> (W/m/K)	<i>Calor específico</i> (J/kg/K)
12700	10^6	0,3	33,5	234

Tabla 2.1.- Propiedades termomecánicas del material de la herramienta

5.2- Material de la viruta

El material de la viruta es un acero 42CD4 AFNOR, que es similar en su comportamiento al AISI 4140 de la norma española. Las propiedades mecánicas y térmicas de este material se indican en la tabla 2.2.

PROPIEDADES MECÁNICAS			PROPIEDADES TÉRMICAS		
Densidad (kg/m ³)	Módulo de Young (MPa)	Coeficiente de Poisson	Conductividad (W/m/K)	Calor específico (J/kg/K)	IHF
7800	2,02·10 ⁵	0,3	54	500	0,9

Tabla 2.2.- Propiedades termomecánicas para el material de la viruta

Hay que señalar que, en el caso de las propiedades térmicas de la viruta, se ha añadido el término IHF (Inelastic Heat Fraction). Esta constante representa la fracción de energía de deformación que se convierte en calor, y tomamos un valor representativo de 0,9 en concordancia con la bibliografía [Marusich y Ortiz].

Se ha modelado como un material elasto-plástico con endurecimiento por deformación, que sigue la ley de Johnson Cook:

$$Y = [A + B \cdot \epsilon_p^N] \left[1 + C \cdot \ln(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0) \right] [1 - T_H^M] \quad (\text{Ec. 2.1})$$

Donde T_H es:

$$T_H = \frac{T - T_{\text{ambiente}}}{T_{\text{Fusión}} - T_{\text{ambiente}}} \quad (\text{Ec. 2.2})$$

Esta ley requiere un conjunto de parámetros que definen al material, y que determinarán el límite elástico de éste en cada momento en función de la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura a la que se encuentre. En este trabajo se han tomado los parámetros indicados en la tabla 2.3.

A (MPa)	B (MPa)	N	M	T _{fusión} (°K)	T _{ambiente} (°K)	C	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)
612	436	0,15	1,46	1793	293	0,008	0,000577

Tabla 2.3- Parámetros de Johnson Cook para el material de la viruta

Como ya se ha indicado previamente, esta ley experimental no ha sido validada para las condiciones a las que se encontrará nuestro material durante el mecanizado, pero por sencillez se tomará como válida, ya que lo que pretendemos es estudiar las tendencias del proceso de formación de viruta y el efecto de la fricción.

La fricción existente en el contacto viruta-herramienta es otra variable de entrada del material que debemos imponer. Llegados a este punto, hay que señalar la diferencia existente entre la fricción microscópica, que será una variable de entrada al modelo, y la fricción macroscópica del problema, que será una variable de salida.

La *fricción microscópica* será tratada en este trabajo según el modelo de fricción de Coulomb, en el cual la fuerza de fricción en una superficie es proporcional a la fuerza normal aplicada sobre ella, según un coeficiente μ . Este coeficiente, en un principio se concibió como una constante dependiente únicamente de los materiales en contacto. Sin embargo, posteriormente se ha comprobado que existen diferentes variables que pueden cambiar su valor, siendo una de ellas la velocidad relativa de las superficies en contacto. En este trabajo se pretende estudiar esta dependencia con la *velocidad*, y para ello se han impuesto una serie de modelos de fricción dependientes de la velocidad. Otra variable que influye significativamente es la temperatura, y para su estudio se ha tenido en cuenta un modelo de fricción en el que ésta decrece con la temperatura. Ambos modelos serán explicados más adelante en el capítulo correspondiente a las simulaciones realizadas (capítulo 3).

La *fricción macroscópica* es la que se obtiene como resultado de la relación entre las fuerzas presentes en la zona de contacto viruta-herramienta. Esta relación entre las fuerzas tangenciales a la superficie de contacto y las fuerzas normales (en adelante F_2/F_1), da como resultado un coeficiente de fricción global que llamaremos μ_{glob} , y que es el que se obtiene en los ensayos experimentales de mecanizado. Para ello, se miden las fuerzas de reacción en la herramienta en las dos direcciones por medio de dispositivos instalados en la máquina herramienta. Por último, hay que indicar que los datos experimentales usados como referencia no hacen distinción de las fuerzas obtenidas en la zona de curvatura del filo de corte, que añade fuerzas tanto en la dirección de corte como en la dirección de avance de la herramienta. En nuestro modelo hemos tenido en cuenta esta curvatura, por lo que en este sentido nos aproximaremos a la representación de los datos experimentales.

6.- MODELOS VIRUTA-HERRAMIENTA

En esta sección se describe el modelo geométrico viruta-herramienta que se ha empleado en las simulaciones. En primer lugar se explica la teoría básica acerca de la técnica empleada (ALE), descrita en la documentación de Abaqus como mallado adaptativo. A continuación, se expone cómo se ha implantado en nuestro modelo en particular, incluyendo la descripción geométrica del modelo, las condiciones de contorno impuestas, el mallado realizado y las diferentes variables de salida que se piden al programa.

6.1- ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian)

Dada una malla de elementos finitos, existen dos posibles enfoques en relación con el comportamiento cinemático de la misma y del material. Un primer enfoque es que la malla esté ligada al material (enfoque lagrangiano), de modo que se deforme tal y como lo hace este último. Este es el enfoque más utilizado en los problemas estructurales resueltos por elementos finitos. Sin embargo, en casos donde se producen grandes deformaciones, esto puede suponer un problema, ya que los elementos altamente deformados pueden ocasionar problemas de convergencia, problemas de eficiencia computacional (al disminuir drásticamente el incremento de tiempo estable en un análisis explícito) e incluso problemas de estabilidad, deteniendo el cálculo del programa. Un segundo enfoque (enfoque euleriano) permite que el material fluya a través de la malla, de modo que ésta permanece invariable en el espacio mientras es el material el que fluye a través de ella. Este enfoque es más típico de problemas que involucren el flujo de fluidos o de material.

En nuestro caso, debido a las grandes deformaciones que se producen, el enfoque puramente lagrangiano ocasionaría los problemas citados. Además, dado que nos encontramos ante un problema en el que el mecanismo de formación de viruta es continuo, llegaremos a un estado estacionario en el que la geometría de la viruta formada permanecerá invariable. Por tanto, tendremos un material fluyendo a través de una “tubería imaginaria” con la forma de la geometría de la viruta. Este tipo de problema es más propio de un enfoque euleriano. Sin embargo, un enfoque puramente euleriano no nos permitiría estudiar aspectos de la formación de la viruta como por ejemplo la zona de contacto y el ancho de viruta, ya que la forma de la viruta que

escogiéramos inicialmente sería la que se mantendría constante en el tiempo. Por estos motivos, haremos uso del análisis ALE proporcionado por Abaqus, que permite combinar las dos técnicas en el mismo problema: análisis lagrangiano y euleriano. Así, se definirán superficies *eulerianas*, por las cuales el material fluye entrando o saliendo de la malla, y superficies *lagrangianas*, donde los elementos seguirán al material.

Otra herramienta proporcionada por Abaqus, que va ligada a la técnica ALE expuesta anteriormente, es el mallado adaptativo. Esta herramienta permite mantener una malla de alta calidad a lo largo del cálculo, incluso cuando se producen grandes deformaciones. Para ello, permite que el material fluya independientemente de la malla en aquellos puntos donde se requiera. Es importante señalar que esta técnica no crea una nueva malla, ni altera la topología de la inicial, sino que simplemente reposiciona los nodos cuando los elementos han sido altamente deformados y deja fluir el material a través de la malla.

6.2- Modelo geométrico

En este apartado se describe el modelo geométrico empleado para el estudio con fricción dependiente de la velocidad. Más adelante, en el apartado 6.6, se indicarán las diferencias significativas del modelo empleado para el estudio de la fricción dependiente de la temperatura.

Nuestro problema, tal y como se indicó en la sección 2.1, consta de dos partes bien diferenciadas: la herramienta y la viruta. La *herramienta* se ha modelado con las dimensiones que se muestran en la figura 2.2 (en mm), y cabe destacar que se ha incluido el radio de curvatura en el filo de corte, de 15 μm de radio. Este radio es problemático desde el punto de vista del modelado ya que exige un tamaño de malla muy fino para ser representado correctamente. La influencia de este radio del filo de corte en los resultados de fricción global es muy importante para el mecanizado de alta velocidad, y muestra de ello es que ha sido objeto de estudios recientes en la comunidad científica. El gráfico 2.1, extraído de [3], representa la fuerza de avance (*feed force*) frente a la fuerza de corte (*cutting force*) para varios avances (f_1 , f_2 , f_3 , etc.).

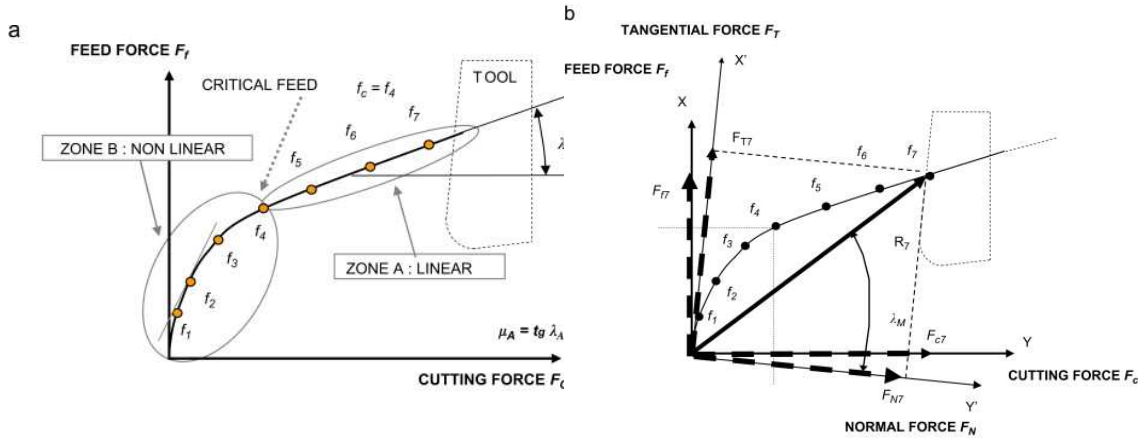


Gráfico 2.1- Influencia del radio de arista de corte en las fuerzas de corte. [3]

Podemos observar cómo, para avances pequeños, se produce una tendencia no lineal en la representación de las fuerzas de corte, con un mayor incremento de la fuerza de avance respecto del incremento de la fuerza de corte. Según se indica en el artículo del que se ha extraído el gráfico, el factor que determina que nos situemos en una zona u otra es la relación entre el radio del filo de corte y el avance: cuanto menor sea, más nos acercamos a la zona no lineal. Precisamente, en el mecanizado de alta velocidad se emplean avances pequeños, siendo la relación entre el radio del filo y el avance baja, por lo que nos situaremos en la zona de comportamiento no lineal, cobrando gran importancia el radio del filo. Por todo esto se ha considerado de gran importancia incluir este radio en el modelado de la herramienta, y se han asumido las complicaciones computacionales que esto genera.

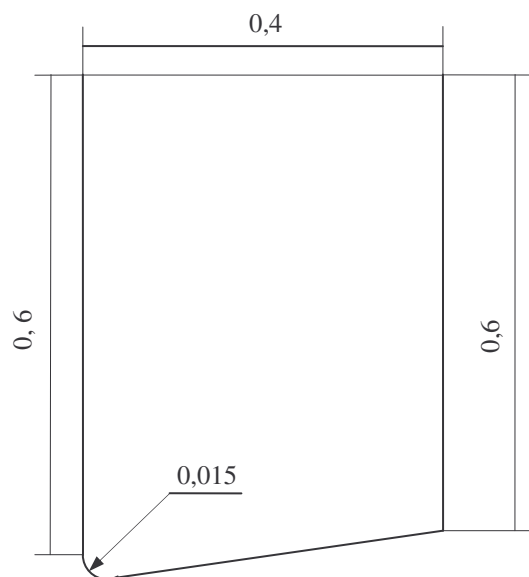


Figura 2.2.- Dimensiones de la herramienta modelada

El material a mecanizar se ha modelado con una viruta inicial, simulando que ya ha comenzado el proceso de corte. El modelo genérico de la viruta es el mostrado en la figura 2.3. Es notorio que en este caso, al contrario que en la herramienta, ha sido necesario variar algunas dimensiones geométricas iniciales en función de la simulación realizada. Más concretamente, se han tenido en cuenta la ley de fricción microscópica impuesta y la velocidad de corte en cada caso. Las dos dimensiones que han variado han sido el ancho de la viruta y la altura de la misma, y en líneas generales se ha procedido de la siguiente manera:

- Cuanto mayor es la velocidad de corte, menor es el ancho de viruta inicial.
- Cuanto mayor es la fricción impuesta, mayor es el ancho de viruta inicial.
- La altura de la viruta decrece con la velocidad, ya que la longitud de contacto esperada entre viruta y herramienta es menor.

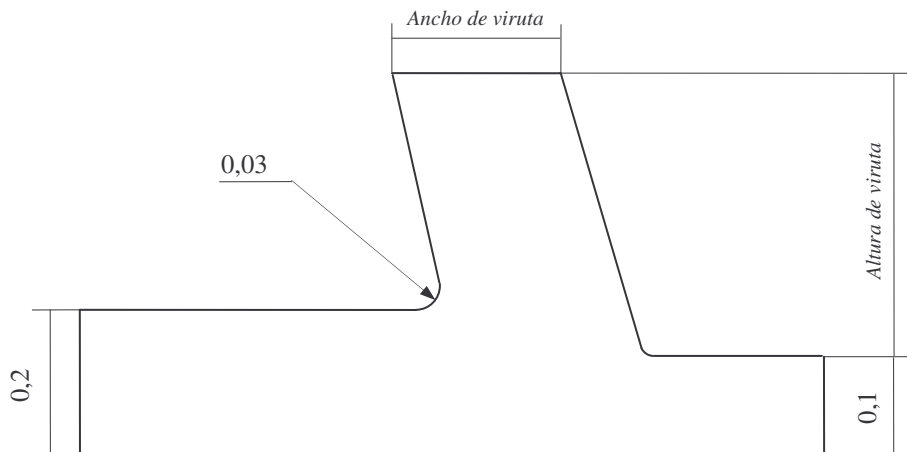


Figura 2.3.- Dimensiones de la viruta modelada (mm)

Finalmente, los modelos que han convergido correctamente y que se han completado se han movido entre los siguientes rangos para estas dos variables:

- *Ancho de viruta inicial:* [0,15 mm – 0,3 mm]
- *Altura de viruta:* [0,3 mm – 0,5 mm]

6.3.- Condiciones de contorno

En esta sección se explican las condiciones de contorno que se han aplicado a los modelos creados. En primer lugar se definen aquéllas que definen el modelo ALE, y a continuación se describen el resto de condiciones impuestas (desplazamientos, temperatura, velocidad inicial...).

En Abaqus, al determinar que se emplee el mallado adaptativo en una región de dos dimensiones, existen tres tipos de contornos (líneas) que pueden ser definidos por el usuario:

- Líneas de comportamiento *lagrangiano*. En estas líneas, los elementos están fijos al material. Dentro de la región limitada por ellas, el material puede moverse libremente respecto de los nodos, pero no en la superficie.
- Líneas de comportamiento *euleriano*. Este tipo de líneas permiten definir la entrada o la salida de material a través de ellas.
- Líneas de comportamiento *deslizante (sliding)*. Este tipo de líneas tienen el mismo comportamiento que las de tipo lagrangiano, a excepción de que la malla no se encuentra fija al material en la dirección tangencial a la misma. De este modo, la malla sigue al material en la dirección perpendicular a la línea definida como deslizante, pero permanece invariable en el espacio en la dirección tangencial. El material es capaz de “deslizar” a través de esta línea de contorno.

En nuestro caso, el dominio de mallado adaptativo se encuentra únicamente en el material de viruta, no siendo necesario en el dominio de la herramienta pues no estudiamos el comportamiento cinemático de ésta. Las líneas de contorno se han definido tal y como se muestra en la figura 2.4. En esta figura, también se muestran las diferentes condiciones de contorno que se han impuesto a estas superficies, a saber:

- *Velocidad entrada/salida*: Será la velocidad de corte apropiada para cada simulación. Se indica en la imagen con la letra V_{en} y V_{sal} .

- *Restricciones de movimiento de la malla:* Restricciones de movimiento impuestas para el correcto funcionamiento del modelo. Se indican con triángulos.

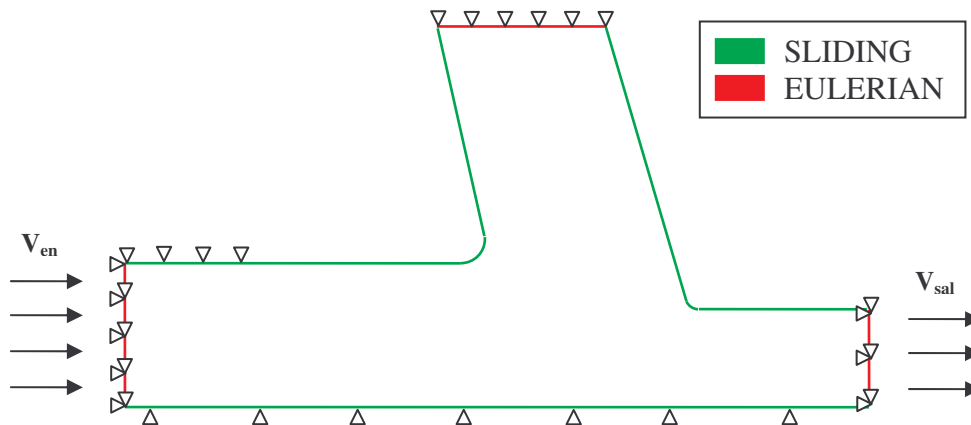


Figura 2.4.- Definición de contornos y condiciones de contorno de la malla

Además de la definición de los contornos del modelo, es necesario imponer ciertas restricciones y condiciones iniciales al modelo en general, que se exponen a continuación:

- *Desplazamientos:* La viruta está fijada en el espacio gracias a la definición del contorno de mallado adaptativo. Sin embargo, es necesario fijar en el espacio la herramienta, ya que de lo contrario saldría disparada al contacto con la viruta. La restricción del movimiento de la herramienta se ha realizado de dos maneras distintas. En primer lugar, se optó por la restricción de la parte superior de la herramienta, dejándola en voladizo. Posteriormente se comprobó que, en algunos modelos, las fuerzas (usadas como referencia para saber si se había alcanzado el estado estacionario) tenían grandes oscilaciones. Además, en algunos modelos, el movimiento de la herramienta producía deformaciones de la superficie mecanizada, lo cual abortaba la solución del problema. Finalmente, en estos modelos se optó por empotrar toda la herramienta, lo cual no modificaba los resultados y aportaba claridad a la solución. De esto se hablará más adelante en el capítulo de simulaciones, mostrando las simulaciones que justifican la validez de esta medida.

- *Temperatura inicial:* La temperatura inicial, tanto de la viruta como de la herramienta, se ha fijado en 293 °K, considerando una temperatura ambiente de 20 °C.

- *Velocidad inicial de la viruta:* Además de definir la velocidad de entrada y de salida a través de las regiones eulerianas, es necesario definir la velocidad del resto de material de viruta. En todos los casos, se ha impuesto una velocidad inicial igual a la velocidad de corte del modelo en cuestión.

6.4.- Mallado realizado

Con objeto de ayudar al software a completar un mallado lo más homogéneo posible, se ha dividido la herramienta en regiones de mallado, intentando aislar las zonas más complejas (curvaturas de la viruta y de la herramienta).

A continuación, se ha procedido al mallado progresivo de las diferentes regiones. El elemento escogido ha sido el CPE4RT, tal y como se describió en la sección 4 de este capítulo. El tamaño genérico de los elementos que se ha empleado ha sido de 5 micrómetros, tanto en la viruta como en la herramienta, por dos razones:

- Es necesario un tamaño de malla pequeño para la correcta apreciación de los gradientes de deformación y tensión que se observan en las superficies primaria y secundaria de corte.
- Los radios de curvatura de la geometría que define la herramienta y la viruta hacen necesario el uso de elementos pequeños para poder modelar la geometría con fidelidad.

Sin embargo, existen regiones en las que la densidad de la malla puede ser mucho menor, y conviene aprovechar esta circunstancia ya que de lo contrario el número de elementos crece cuadráticamente y con ello la carga computacional en el cálculo. Para reducir el número de elementos, se ha realizado un mallado progresivo, por el cual una de las dimensiones del elemento se ha hecho crecer progresivamente y se reduce consecuentemente el número de elementos empleados. Esto puede apreciarse en la imagen 2.2, donde la entrada y la salida de la viruta han sido modeladas con elementos de mayor tamaño en la dirección horizontal.

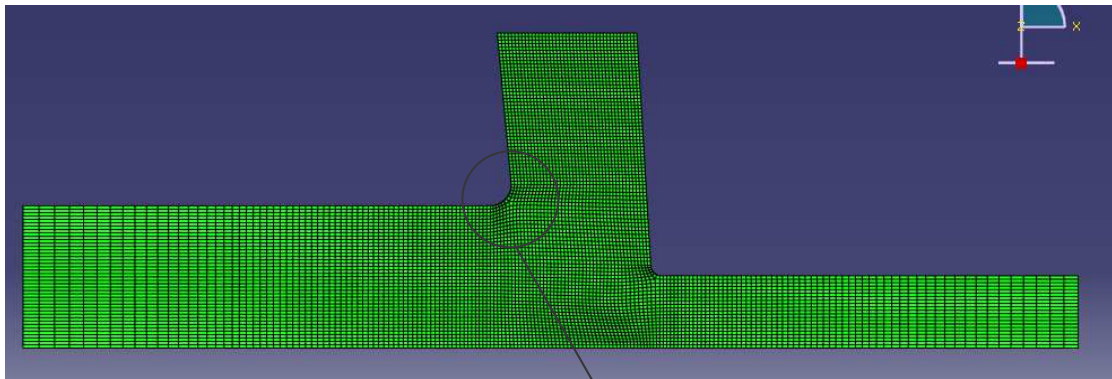
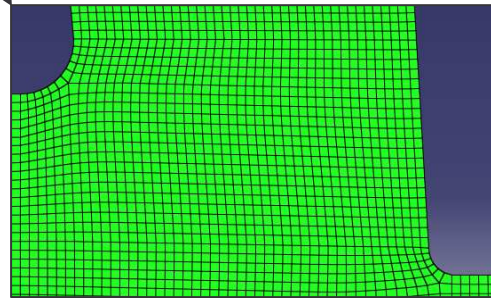


Imagen 2.2.- Mallado del material de viruta



En la imagen ampliada puede observarse cómo ha quedado el mallado de las zonas de curvatura de la viruta, donde se ha buscado obtener un mallado lo más homogéneo posible.

Por otro lado, en la herramienta se ha realizado un mallado homogéneo con el mismo tamaño y tipo de elemento que en la viruta (5 micrómetros y elemento tipo CPE4RT). El resultado puede observarse en la imagen 2.3, donde se observa que en este caso no se ha aplicado un mallado progresivo.

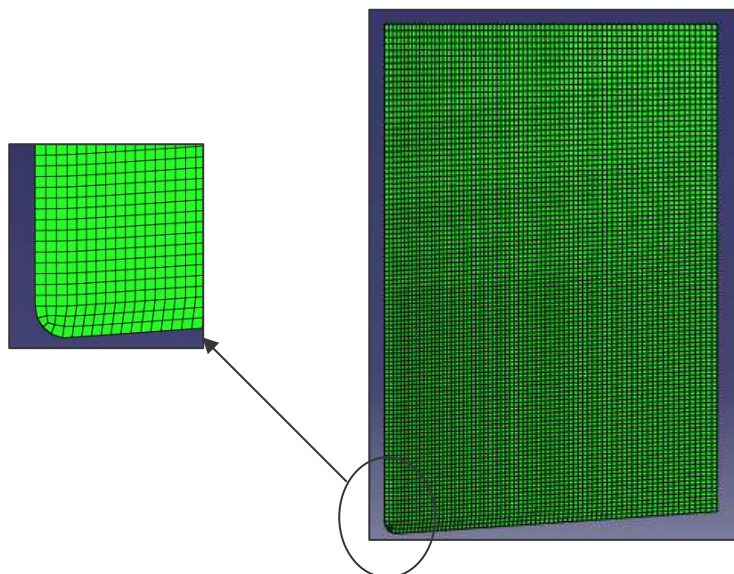


Imagen 2.3.- Mallado del material de la herramienta

6.5.- Variables de salida

Las variables de salida que se extraen para todo el modelo de elementos finitos realizado son las siguientes:

- *Desplazamientos (m).*
- *Deformaciones.*
- *Velocidad de deformación (s^{-1}).*
- *Tensiones (Pa).*
- *Temperatura ($^{\circ}K$).*
- *Velocidad (m/s).*

Por otro lado, de la zona de contacto viruta-herramienta se extraen otras variables de gran importancia para nuestros resultados, que son las siguientes:

- *Fuerzas de contacto (N).*
- *Presión de contacto (Pa).*
- *Tensión cortante de contacto (Pa).*

6.6.- Estudio de fricción dependiente de la temperatura

El modelo empleado para el estudio de fricción dependiente de la temperatura difiere ligeramente de los modelos empleados para el estudio de la fricción dependiente de la velocidad. Los cambios fundamentales son el tamaño de la herramienta, el mallado de la misma, las variables de salida pedidas al modelo y la conductividad en la interfase viruta-herramienta.

Estudiando los flujos de calor con los modelos expuestos anteriormente, se observó cómo la herramienta se calienta excesivamente rápido, debido a su pequeño tamaño. Esto hace que la herramienta se sature en temperatura, no pudiendo absorber más calor, por lo que llega un momento en el que la viruta se lleva todo el calor generado en el proceso de corte. Además, la herramienta comienza a calentarse en

Modelado por elementos finitos

exceso. Con objeto de acercarnos más al caso real, se ha modelado una herramienta de mayor tamaño (5 mm de ancho por 5 mm de alto), de modo que no se alcance la saturación de la misma. Este modelo puede observarse en la imagen 2.4, en la que se muestra comparándola con la herramienta anterior.

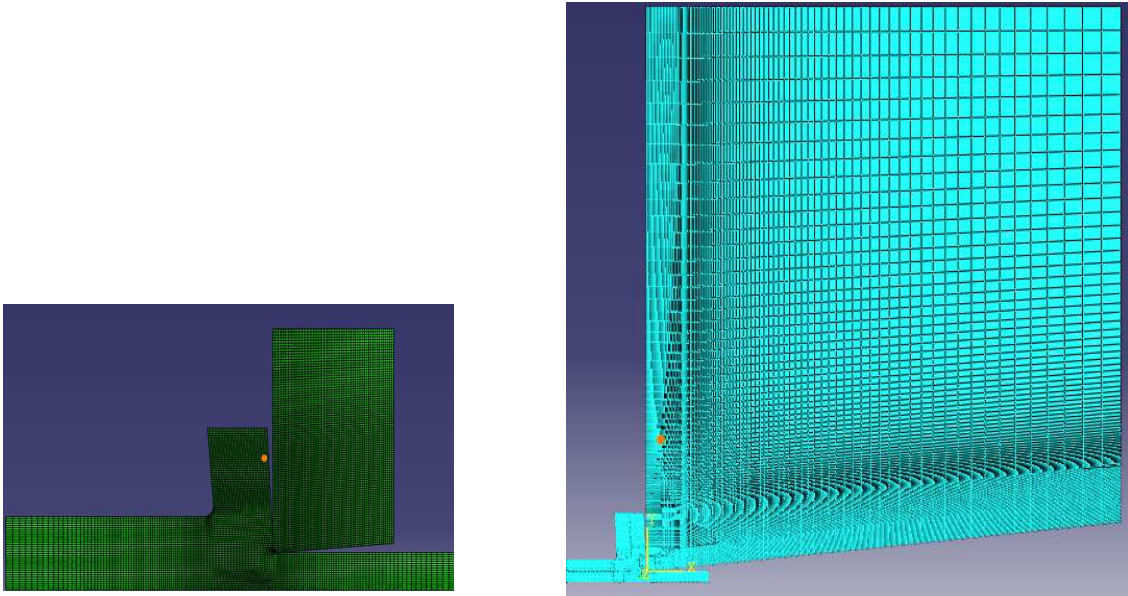


Imagen 2.4.- Herramientas: estudio de fricción dependiente de la velocidad (izda.) y estudio de fricción dependiente de la temperatura (dcha).

Puede observarse en la imagen de la derecha cómo en este caso sí se ha realizado un mallado progresivo de la herramienta, ya que de lo contrario el número de elementos sería elevadísimo. Este mallado progresivo se ha realizado en las dos direcciones, de modo que se ha conseguido mantener una forma de elemento adecuada en la mayor parte de los mismos.

En cuanto a las salidas del programa, para el estudio de los flujos de calor se han añadido las siguientes variables:

- *HFL*: Flujo de calor por unidad de área (W/m^2).
- *HFLA*: Flujos de calor a través de un nodo (W).

Estas variables, extraídas únicamente de la interfase viruta-herramienta, nos permitirán posteriormente evaluar qué fracción del calor generado en la interfase es disipada por la viruta, y qué parte es disipada por la herramienta.

Por último, hay que señalar que en estos modelos se ha incluido un aumento en la conductividad de la interfase viruta-herramienta. Esto se ha hecho así dado que el contacto entre la viruta y la herramienta es casi perfecto en la zona de corte, por lo que es previsible una continuidad de la temperatura en esta región. De lo contrario, se observaba un calentamiento excesivo de la interfase, que no se produce en los ensayos experimentales.

De hecho, observando la bibliografía [6], vemos cómo las distribuciones de temperatura en la zona de corte se consideran prácticamente continuas (imagen 2.5).

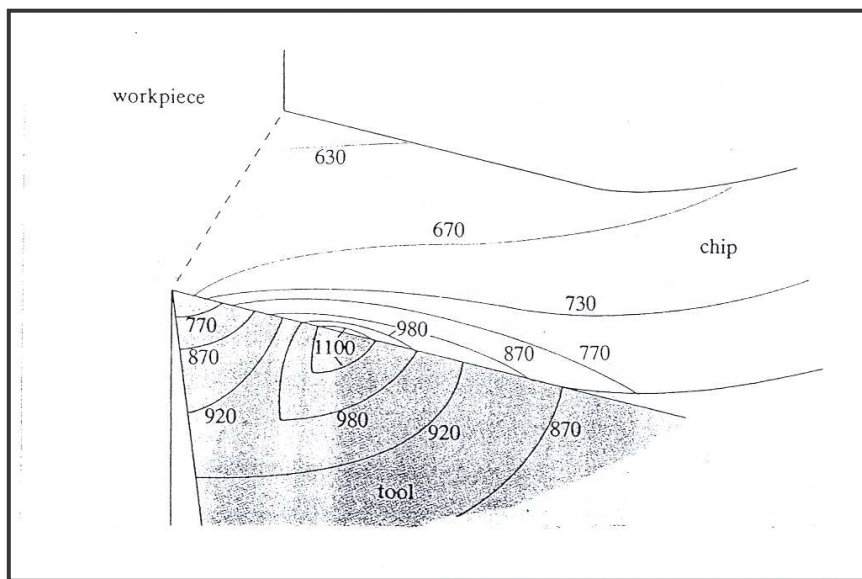


Imagen 2.5.- Distribución de temperaturas aproximada durante el mecanizado [6]

7.- CONCLUSIONES

En este capítulo se ha descrito un modelo de elementos finitos, basado en el análisis ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) y resuelto por medio de integración directa explícita. En base a este modelo inicial, se han creado modelos con diferentes dimensiones iniciales para la viruta y la herramienta, con los que se pretenden conseguir simulaciones válidas para diferentes velocidades de corte y modelos de fricción.

En los modelos de herramienta empleados se ha tenido en cuenta el radio de la arista de corte, de 15 μm , dado que este aspecto geométrico del corte cobra vital importancia en el mecanizado de alta velocidad. Además, el uso de la herramienta de mayor tamaño en el estudio del modelo de fricción dependiente de la temperatura ha

Modelado por elementos finitos

sido útil de cara a que no se alcance la saturación de la misma, representando mejor el proceso de corte real.

Por otro lado, los modelos creados tienen multitud de parámetros ajustables, como son las propiedades del material y la velocidad de corte, la fricción en la interfase, etc., de modo que pueden ser usados para estudiar el proceso de corte de materiales diferentes a los usados en este trabajo. Asimismo, es posible implementar una fricción dependiente de la velocidad de deslizamiento en la interfase o dependiente de la temperatura. El estudio conjunto de la influencia de ambas variables, es decir, dependencia de la fricción con la temperatura y con la velocidad de deslizamiento, no se ha llevado a cabo y se recomienda como materia de trabajos posteriores.

Una vez descrito el proceso de corte bajo estudio y el modelo de elementos finitos, podemos realizar las simulaciones necesarias para obtener información de dichos modelos. En el siguiente capítulo se describen las simulaciones a realizar, así como las comprobaciones que se han llevado a cabo para la validación de los modelos numéricos desarrollados.

CAPÍTULO III: SIMULACIONES REALIZADAS

1.- INTRODUCCIÓN

En este trabajo, los resultados se han obtenido por medio de diferentes simulaciones realizadas por el método de los elementos finitos. El objetivo no es que estas simulaciones representen exactamente los datos obtenidos en los experimentos de corte reales, ya que para resolver los modelos es inevitable realizar simplificaciones que nos alejan de la realidad. Lo que se pretende es que sean capaces de representar correctamente las tendencias de ciertos aspectos del mecanizado, estudiados por separado, de modo que una vez validados puedan emplearse como una herramienta auxiliar para el estudio del comportamiento de los materiales.

Podemos dividir las simulaciones realizadas en dos casos bien diferenciados, que se desarrollarán en las páginas siguientes. El primero de ellos es el estudio del proceso de mecanizado con un modelo de fricción dependiente de la velocidad. El segundo se trata de un estudio del proceso de mecanizado con un modelo de fricción dependiente de la temperatura. En este último caso, además de estudiar el modelo de fricción dependiente de la temperatura, se hará especial hincapié en las variables termodinámicas, la continuidad de temperatura entre viruta y herramienta durante el corte, y el reparto de flujos de calor entre la viruta y la herramienta.

2.- SIMULACIONES CON FRICCIÓN DEPENDIENTE DE LA VELOCIDAD

El objetivo prioritario de estas simulaciones es evaluar el proceso de corte teniendo en cuenta una ley de fricción microscópica en función de la velocidad. Al comienzo del proyecto, se partió de modelos en los que la fricción microscópica era constante en todos los puntos de la superficie de contacto, independientemente de su velocidad o temperatura. A partir de estos modelos iniciales, se han construido otros en los que existe una dependencia entre el coeficiente de fricción microscópica y la velocidad relativa entre las superficies viruta-herramienta (esta dependencia se explica más adelante en el apartado 2.2).

Simulaciones realizadas

En primer lugar se tomaron todos los modelos previos de fricción constante, y se ejecutaron imponiendo diversos modelos de fricción dependientes de la velocidad. En algunos casos, los modelos no llegaban a completar el cálculo por distorsiones en la viruta, pero lo que se buscaba es que al menos uno se completara para cada velocidad bajo estudio. Finalmente se consiguió ejecutar correctamente los modelos necesarios para la representación de los resultados en función de la velocidad de corte, y éstos se muestran detalladamente en el capítulo correspondiente.

A continuación se detallan los aspectos más importantes en relación con las simulaciones realizadas con el modelo de fricción dependiente de la velocidad, así como las comprobaciones que se han realizado para validar los modelos.

2.1- Rango de velocidades

El rango de velocidades con el que se han realizado las simulaciones abarca desde los 4 m/s hasta los 50 m/s. Podemos hablar de tres grupos de velocidades características en relación con los resultados:

VELOCIDAD NORMAL			VELOCIDAD TRANSICIÓN			ALTA VELOCIDAD	
4 m/s	6 m/s	8 m/s	10 m/s	12 m/s	15 m/s	30 m/s	50 m/s

Tabla 3.1.- Velocidades empleadas en las simulaciones

A las velocidades de 10 a 15 m/s se les ha llamado velocidades de transición porque, como ya veremos, en algunos casos representan situaciones intermedias entre el comportamiento de la viruta a velocidades normales de corte y a altas velocidades. En algunos casos, los resultados han sido complicados de extraer en esta región de velocidades, ya que no se forman regiones bien diferenciadas en relación con las variables a obtener (velocidad en la interfase, estabilidad de las fuerzas, región *sticking* o *sliding*, etc).

2.2- Descripción de los modelos de fricción

Como ya se ha señalado anteriormente, los modelos de fricción microscópica dependiente de la velocidad han sido impuestos a través de los códigos de elementos finitos creados. Se han creado cuatro modelos de fricción, para los cuales se han hecho simulaciones en todas las velocidades indicadas en el apartado anterior. A continuación se explican los modelos de fricción usados.

Modelo $\mu(V)_1$: Este es el primer modelo de fricción que se implementó, y tiene una fricción dependiente de la velocidad que sigue la siguiente ecuación:

$$\mu = 1.9 \cdot (1 + v/0.05)^{(-0.23)} \quad (\text{Ec. 3.1})$$

Esta ley se ha obtenido por medio del ajuste de la curva de saturación obtenida en los modelos de fricción constante. En el gráfico que representa los modelos de fricción (gráfico 3.1), podemos ver cómo impone valores de fricción desde 0.94 para 1 m/s hasta 0.38 para 50 m/s. Se trata de una ley que, como veremos en el análisis de los resultados, arroja valores de fricción macroscópica muy elevados, además de crear zonas de *sticking* demasiado grandes en relación con las zonas de *sliding*, lo cual no se corresponde con los resultados obtenidos experimentalmente. En ocasiones también se ha referido como modelo 1.

Modelo $\mu(V)_2$: Una vez visto que los resultados del modelo anterior daban valores de fricción macroscópica demasiado elevados, se decidió implementar dos modelos con valores más bajos de la fricción. Estos modelos no siguen ninguna ecuación matemática, sino que intentan acercar los resultados a la curva de fricción macroscópica obtenida experimentalmente. El primero de ellos es el modelo $\mu(V)_2$, mostrado en el gráfico 3.1, que toma valores para el coeficiente μ desde 0.8 (baja velocidad) hasta 0.2 (alta velocidad). También se ha referido como modelo 2.

Modelo $\mu(V)_3$: Este modelo es prácticamente el mismo que el anterior, pero escalado hacia la derecha 2 m/s. Lo que se pretende con este escalado es aumentar la fricción global obtenida, puesto que con el modelo $\mu(V)_2$ la fricción global disminuía demasiado pronto. Este modelo se muestra también en el gráfico 3.1. En ocasiones, este modelo es referido como modelo 3.

Modelo “Sliding”: Este modelo aplica coeficientes de fricción que van desde 0,2 para 0 m/s hasta 0,1 para 50 m/s. Con este modelo se pretenden observar los resultados que se obtienen con una superficie de contacto en la que prácticamente no se produce *sticking*, y donde predomina el *sliding*, para así poder evaluar cuál es el efecto de la fricción en las variables del proceso de corte estudiadas.

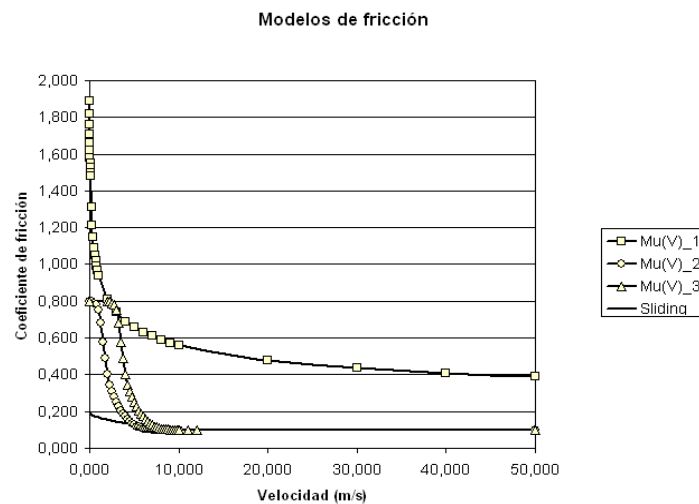


Gráfico 3.1.- Modelos de fricción dependiente de la temperatura impuestos.

2.3.- Tiempo del proceso de corte

El tiempo de corte de cada simulación depende fundamentalmente de la velocidad de corte estudiada. Esto es así porque se observa que las simulaciones realizadas a alta velocidad llegan al estado estacionario mucho antes que los de baja velocidad. En la tabla 3.2 se muestran los tiempos de corte (en milisegundos) de las simulaciones realizadas.

	VELOCIDAD DE CORTE (m/s)							
	4	6	8	10	12	15	30	50
Mu(V)_1	2	2	1.5	1.2	1	0.8	0.4	0.24
Mu(V)_2	3	2	1.5	1.2	1	0.8	0.4	0.24
Mu(V)_3	3	3	1.5	1.2	0.4	0.4	0.4	0.24
Sliding	2	2	1.5	1.2	1	0.8	0.4	0.24

Tabla 3.2.- Tiempos de corte de las simulaciones (milisegundos)

Simulaciones realizadas

Conviene señalar que esta tabla se muestra a modo informativo, ya que los tiempos de corte podrían aumentarse sin alterar por ello los resultados. Sí es destacable observar cómo han sido necesarios tiempos mucho más pequeños para grandes velocidades que para pequeñas velocidades. Como ejemplo de esta tendencia, mostramos el gráfico 3.2, en el que podemos observar cómo las fuerzas se estabilizan mucho antes para el caso de 50 m/s que para velocidades de corte menores.

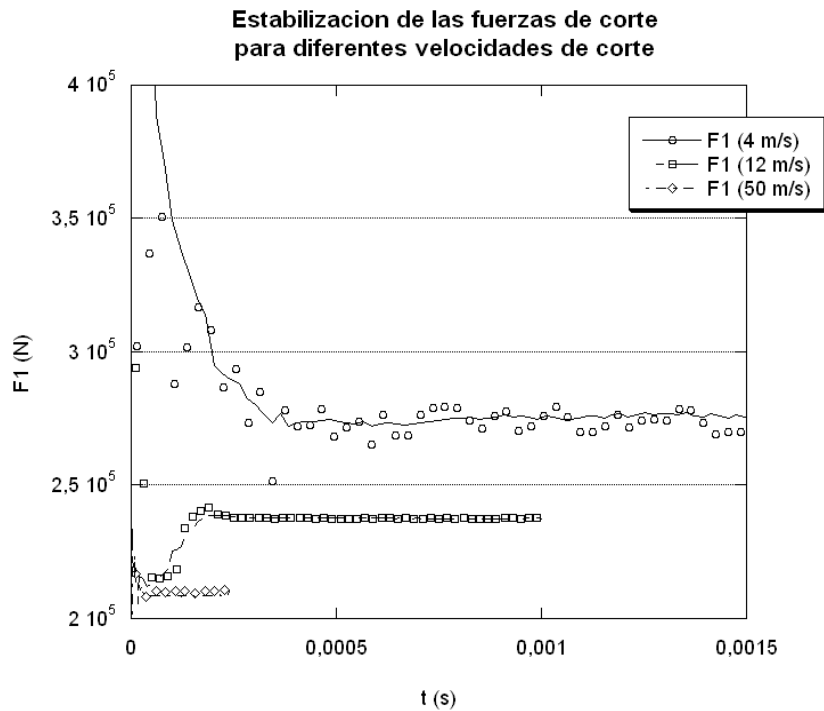


Gráfico 3.2.- Tiempo de estabilización de las fuerzas de corte

2.4.- Comprobaciones

Una vez ejecutados los modelos, se han realizado una serie de comprobaciones para evaluar su validez. En esta sección se explican las comprobaciones realizadas y se muestran algunos ejemplos de las mismas. Hay que señalar que aunque estas comprobaciones se han aplicado a todos los modelos de los que se han extraído resultados, no se mostrarán en todos y cada uno de los casos por brevedad del documento.

Fuerzas de mecanizado: Esta comprobación es fundamental para valorar si hemos llegado a un estado cuasi-estacionario desde el punto de vista mecánico (más adelante veremos que no es suficiente para asegurar la estabilidad de las variables termodinámicas). Para poder decir que las fuerzas de mecanizado se hayan estabilizado,

Simulaciones realizadas

hemos comprobado que se hayan hecho constantes (o que oscilen en torno a un valor) al menos durante el 70 % de la simulación. Varios ejemplos se muestran en el gráfico 3.3 a y b.

Vemos cómo en el primer caso la estabilización de las fuerzas se produce durante el 88% del tiempo de cálculo, mientras que en el segundo caso tenemos estabilidad de las fuerzas de corte durante el 73 % del tiempo.

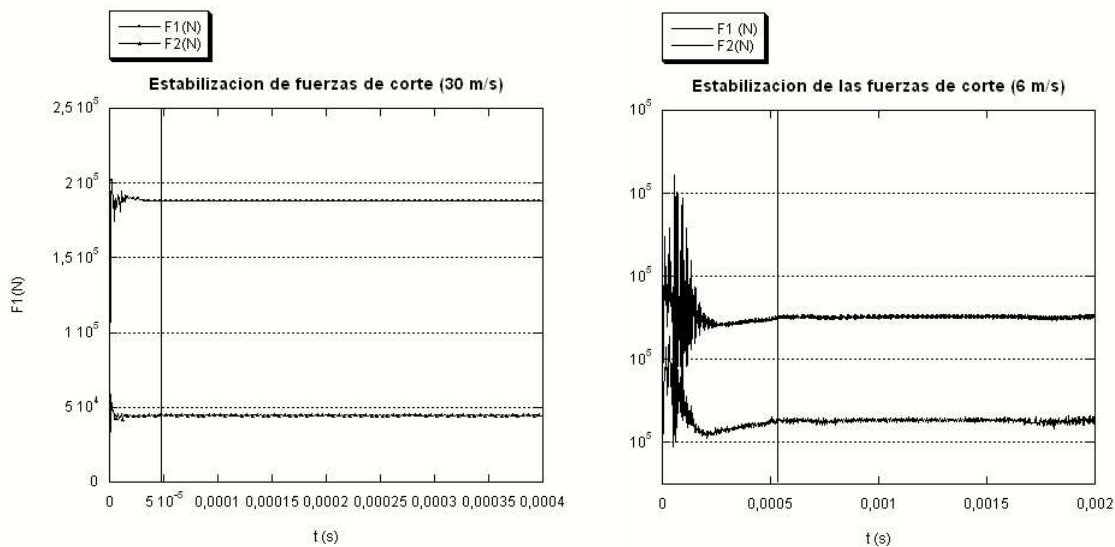


Gráfico 3.3 a y b.- Estabilización de las fuerzas de mecanizado al menos el 70 % del tiempo

En ocasiones, la estabilidad de las fuerzas de corte no ha sido tan clara como en los ejemplos mostrados. Existen modelos en los que se han encontrado vibraciones (fundamentalmente en las velocidades de transición), que han hecho oscilar las fuerzas de corte en torno a algún valor. En estos casos, se ha intentado limitar las vibraciones empotrando la herramienta, y en caso de que esto no diera resultado se han tomado los valores medios de la fuerza oscilante como valor representativo de la fuerza de corte.

Localización de tensiones/deformaciones: Se ha comprobado que no existan elementos que se bloqueen, fundamentalmente en la zona de contacto virtual-herramienta, ya que si esto ocurre los elementos bloqueados concentran las tensiones y las deformaciones. Sin embargo, existen tres casos particulares en los que este error no se ha podido corregir, puesto que habría hecho falta realizar un mallado excesivamente fino. Estos casos son los de velocidad de corte de 15, 30 y 50 m/s, en el modelo Mu(V)_1. El fallo se debe a que, como se observa en la imagen 3.1 (página siguiente),

Simulaciones realizadas

tenemos cuatro elementos cuyos nodos en la interfase se encuentran a velocidad cero mientras que los nodos dentro de la viruta alcanzan una gran velocidad. Este error se produce, como es evidente, en los modelos de mayor velocidad y con el modelo de fricción más elevada. El resultado puede observarse en la imagen 3.1b, en la que se muestra el campo de deformaciones tangenciales (ya que en las otras direcciones no hay localización) de estos cuatro elementos.

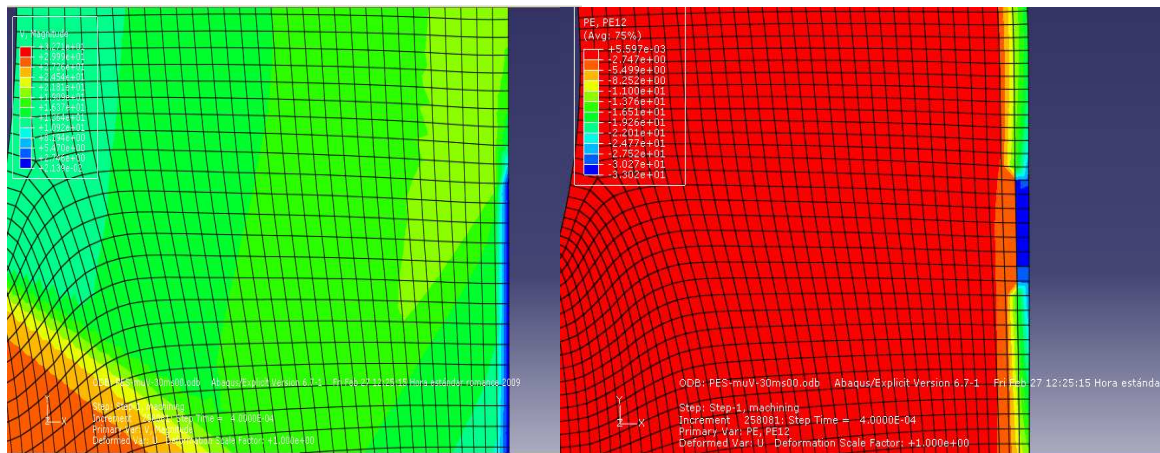


Imagen 3.1a y b.-

a) Campo de velocidades en los elementos que localizan deformación plástica

b) Localización de deformación plástica en la dirección tangencial

En cuanto a los resultados obtenidos a través de estos modelos, comprobaremos si se alejan mucho de la tendencia en relación con los demás. En caso de que el problema no afecte a los datos, podremos ignorar la presencia de este pequeño error numérico y tomar los datos como representativos del corte.

Fricción microscópica: Otra de las comprobaciones realizadas ha sido que los valores de la fricción microscópica impuesta sean iguales a la fricción microscópica que da como resultado el cociente de las presiones de contacto. Esto debe cumplirse forzosamente en las zonas donde se produzca deslizamiento, mientras que en las zonas donde se produzca *sticking* el coeficiente de fricción impuesto siempre será mayor que el obtenido a través del cociente de tensiones. Esto puede demostrarse como sigue:

Partimos de que el valor del cortante en un punto será siempre el mínimo entre:

- Tensión cortante máxima del material (τ_{maz}).
- Producto del coeficiente de rozamiento impuesto y la presión normal.

Simulaciones realizadas

O lo que es lo mismo:

$$\tau = \min (\mu_{\text{imp}} \cdot \sigma ; \tau_{\text{max}}) \quad (\text{Ec. 3.2})$$

Por otro lado, sabemos que en la zona *sliding* tenemos una fricción igual a:

$$SLIDING \rightarrow \mu_{\text{slid}} = \tau / \sigma = (\mu_{\text{imp}} \cdot \sigma) / \sigma = \mu_{\text{imp}} \quad (\text{Ec. 3.3})$$

Mientras que en la zona *sticking* hemos alcanzado el cortante máximo del material:

$$STICKING \rightarrow \mu_{\text{stick}} = \tau_{\text{max}} / \sigma \leq (\mu_{\text{imp}} \cdot \sigma) / \sigma = \mu_{\text{imp}} \quad (\text{Ec. 3.4})$$

La desigualdad hace referencia a que si llegamos a alcanzar el cortante máximo es porque el producto del coeficiente de rozamiento impuesto y la presión normal supera dicho cortante máximo. Por tanto, llegamos a la conclusión siguiente:

$$\mu_{\text{slid}} = \mu_{\text{imp}} \geq \mu_{\text{stick}} \quad (\text{Ec. 3.5})$$

Esta comprobación, además de verificar el correcto funcionamiento del modelo, ha sido útil para diferenciar la zona de *sticking* de la zona de *sliding* a la hora de extraer los resultados. De este modo, en el momento que se igualan los dos coeficientes de fricción, sabemos que termina la zona donde se produce *sticking* y da comienzo la zona donde se produce *sliding*. Como ejemplo, se muestra en el gráfico 3.4 la comprobación del caso de velocidad de corte 15 m/s con modelo de fricción Mu(V)_1.

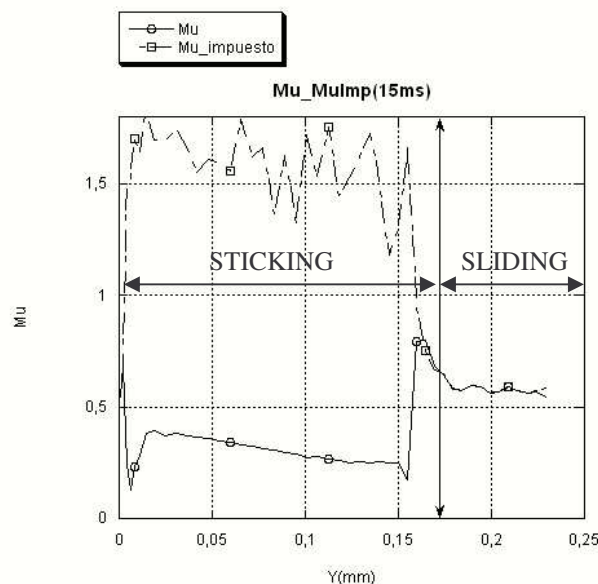


Gráfico 3.4.- Igualdad entre Mu impuesto y Mu calculado

2.5.- Herramienta totalmente empotrada

En este apartado se exponen los motivos por los que en algunos modelos se ha empotrado completamente la herramienta, además de los motivos por los que se ha considerado adecuada esta simplificación en los modelos que hayan dado problemas.

Fundamentalmente en el rango de velocidades de transición, se ha observado cómo se producían grandes oscilaciones de las fuerzas de corte. Este comportamiento nos hizo pensar en que podía deberse al movimiento de la herramienta, y se recalcularon los modelos problemáticos con la herramienta empotrada en su totalidad. Un primer caso se muestra en el gráfico 3.5, donde vemos cómo afecta el empotramiento de la herramienta a la estabilización de las fuerzas.

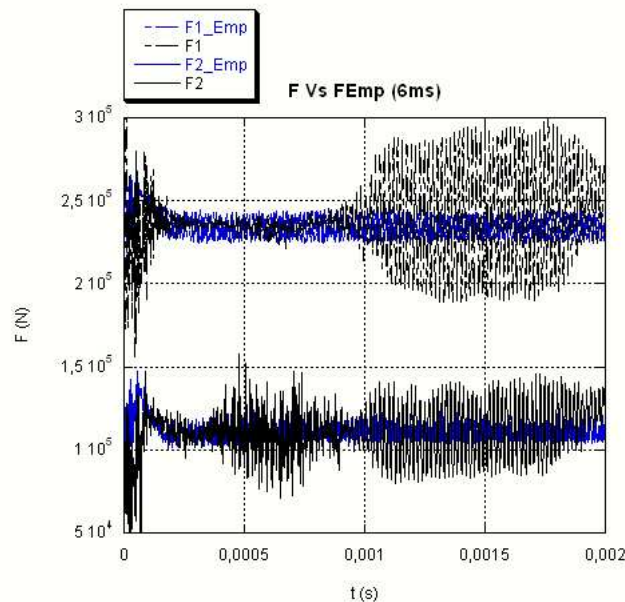


Gráfico 3.5.- Comparación de fuerzas de mecanizado con herramienta empotrada (azul) y sin empotrar (negro). Velocidad de corte 6 m/s

Gracias al cambio realizado, vemos cómo se produce una fuerte disminución de las vibraciones (60 % aprox.), que nos permite obtener con una mayor claridad el valor de las fuerzas de corte. Otro ejemplo, aún más significativo, se muestra en el gráfico 3.6. En éste vemos cómo las fuerzas de corte con la herramienta empotrada no son el valor medio de las fuerzas con vibración, como cabría esperar, sino que se estabilizan en un valor correspondiente al límite superior de las vibraciones.

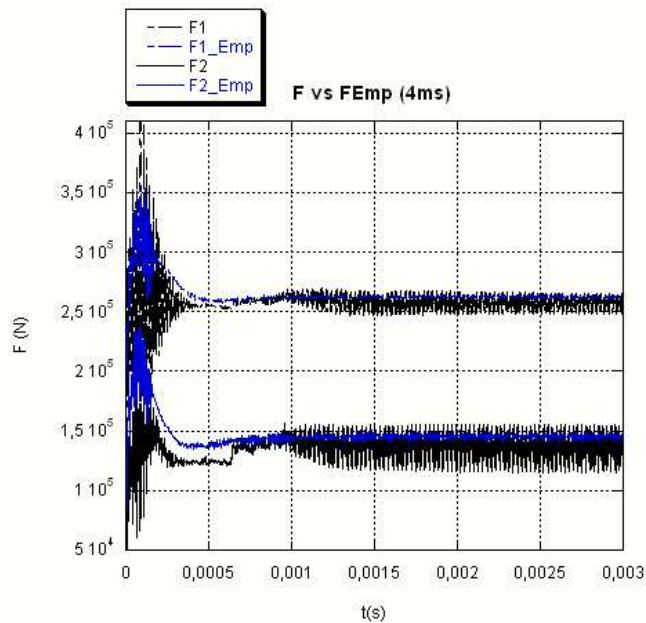


Gráfico 3.6.- Comparación de fuerzas de mecanizado con herramienta empotrada (azul) y sin empotrar (negro). Velocidad de corte 4 m/s

Además de las oscilaciones en las fuerzas de corte, otros problemas que se han resuelto con el empotramiento de la herramienta han sido los siguientes:

- Deformación excesiva de algún elemento en la superficie mecanizada.
- Falta de estabilidad en la solución del campo de velocidades de la viruta.

Una vez solucionados estos problemas, conviene evaluar si esta simplificación nos permite tratar los datos obtenidos en estos modelos de igual manera que aquéllos extraídos de modelos en los que la herramienta no haya sido empotrada.

En primer lugar, hay que señalar que las vibraciones son un caso particular de estos modelos. Por tanto, teniendo en cuenta que en el resto de modelos no se producen, será preferible evitarlas de modo que en todos los casos los datos provengan de problemas en los que no se producen vibraciones. Por otro lado, estas vibraciones no son reales, teniendo en cuenta que la herramienta ha sido modelada con un tamaño excesivamente pequeño y un material ficticio, factores que afectan a los modos de vibración de la herramienta. Por ello, no parece razonable tenerlas en cuenta, aunque en los procesos de corte reales aparezcan vibraciones. Por último, se ha realizado una simulación empotrando la herramienta en un modelo en el que no se presentaron problemas de vibraciones, para evaluar las diferencias en los resultados.

Simulaciones realizadas

En el gráfico 3.7 podemos ver cómo las fuerzas tienen exactamente el mismo valor en ambos casos, siendo la única diferencia una pequeña oscilación inicial en el caso de la herramienta en voladizo.

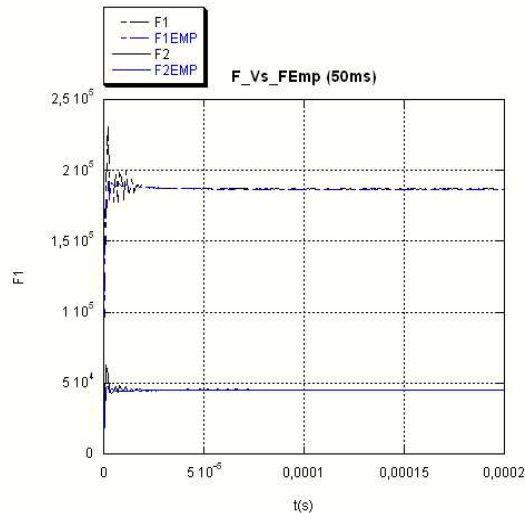


Gráfico 3.7.- Comparación de fuerzas de mecanizado con herramienta empotrada y sin empotrar. Velocidad de corte 50 m/s

Otros datos que conviene comprobar son aquéllos de la interfase viruta-herramienta que serán utilizados en el estudio. Así, debemos comprobar el campo de velocidades de la interfase, la temperatura alcanzada, el campo de presiones normales y tangenciales y el coeficiente de fricción resultante. Todo esto se muestra en los gráficos siguientes (3.8 a, b, c y d), donde observamos que no hay diferencias entre un modelo y otro, por lo que la simplificación es perfectamente válida.

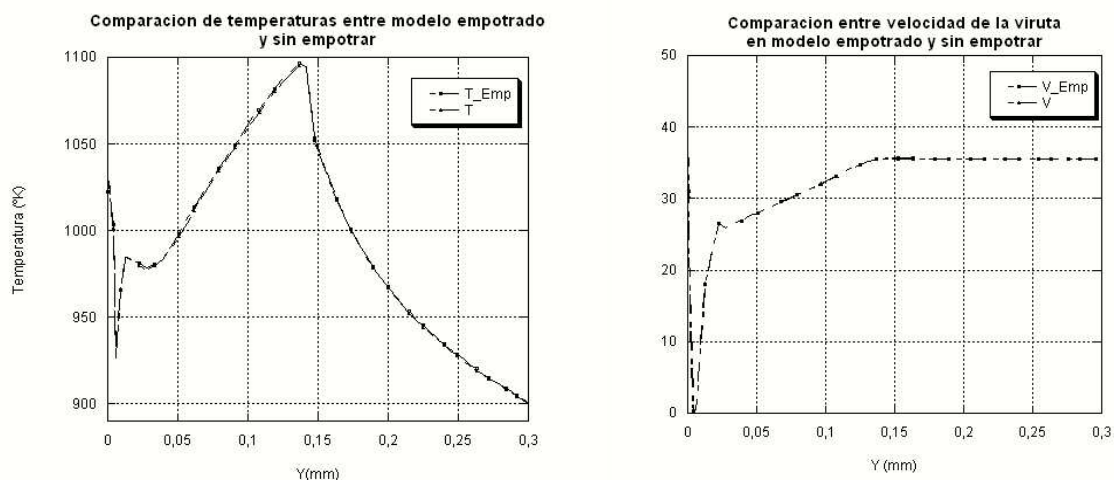


Gráfico 3.8 a y b.-

a) Temperaturas en la interfase viruta-herramienta con herramienta empotrada y sin empotrar.

b) Velocidad de viruta en la interfase viruta-herramienta con herramienta empotrada y sin empotrar.

Velocidad de corte 50 m/s

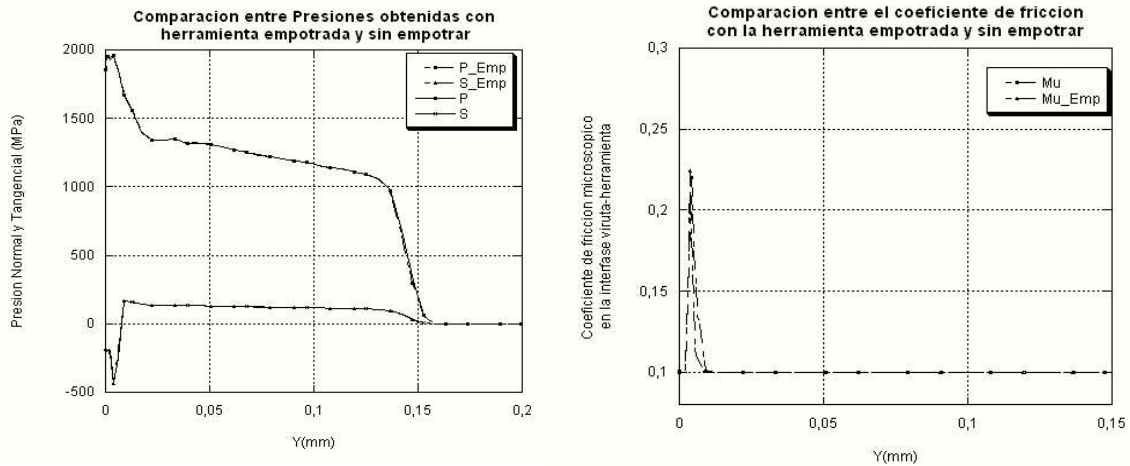


Gráfico 3.8 c y d.-

c) Presión normal y tangencial en la interfase con herramienta empotrada y sin empotrar.

d) Coeficiente de fricción en la interfase con herramienta empotrada y sin empotrar.

3.- SIMULACIONES CON FRICCIÓN DEPENDIENTE DE LA TEMPERATURA

El objetivo de estas simulaciones es presentar un modelo de fricción que dependa de la temperatura. Además, en este modelo se hará especial hincapié en evaluar el comportamiento de las variables termodinámicas que influyen en el mecanizado, como son la temperatura y los flujos de calor entre la viruta y la herramienta.

Estas simulaciones son particulares debido a la mayor inercia que presentan las variables termodinámicas. Esto exige mayores tiempos de simulación para llegar al estado cuasi-estacionario. Además es necesario un modelo de mayores dimensiones para la herramienta de modo que no se produzca saturación de temperatura en la misma.

En los apartados siguientes se exponen las características de las simulaciones realizadas, además de las comprobaciones que se han realizado para evaluar su validez.

3.1.- Rango de velocidades

El rango de velocidades estudiado en estas simulaciones ha sido el mismo que el empleado en los anteriores. En este caso, de nuevo, podemos hablar de tres grupos de velocidades características en relación con los resultados:

VELOCIDAD NORMAL			VELOCIDAD TRANSICIÓN			ALTA VELOCIDAD	
4 m/s	6 m/s	8 m/s	10 m/s	12 m/s	15 m/s	30 m/s	50 m/s

Tabla 3.3.- Velocidades empleadas en las simulaciones

3.2.- Modelos de fricción

En este caso, únicamente se ha implementado un modelo de fricción dependiente de la temperatura [4]. Este modelo parte de una fricción igual a la unidad para temperatura ambiente, y sigue la siguiente ley en función de la temperatura en la interfase (T_{int}):

$$\mu = \mu_0 \cdot (1 - (T_{int}/T_f)^q) \quad (\text{Ec. 3.6})$$

Donde T_f es la temperatura de fusión del material (1793°K), y μ_0 y q son constantes definidas a través de ensayos experimentales. En nuestro caso, tomaremos los siguientes valores obtenidos en [4] para el material bajo estudio:

$$\mu_0 = 1$$

$$q = 5.6$$

En el gráfico 3.9 se puede ver cuál es el aspecto de esta ley, que toma un valor igual a cero para la temperatura de fusión del material.

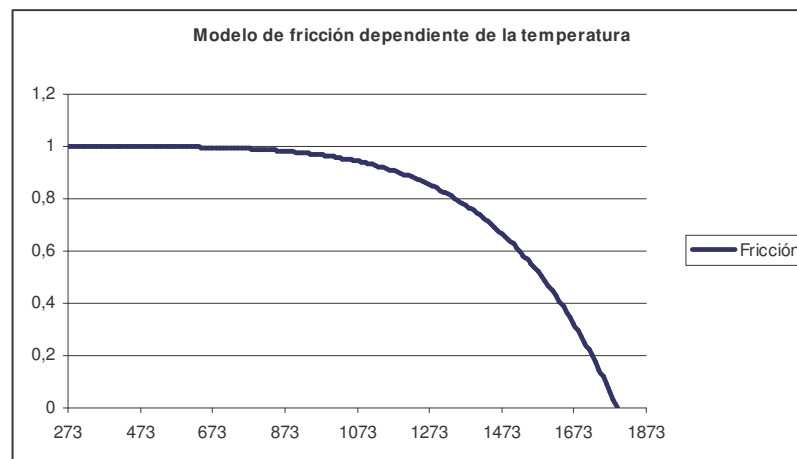


Gráfico 3.9.- Modelo de fricción dependiente de la temperatura para $q=5.6$ y $\mu_0=1$.

3.3- Tiempos de simulación

Los tiempos de simulación aumentan considerablemente a la hora de estudiar las variables termodinámicas. De nuevo, estos tiempos de simulación dependerán de la velocidad de corte, tal y como se muestra en la tabla 3.4. Conviene señalar que, por tener estos modelos un tiempo de ejecución muy largo, en algunos casos se ha cortado su ejecución antes del tiempo previsto si se había alcanzado una situación estacionaria tanto en temperatura como en flujos de calor.

	VELOCIDAD DE CORTE (m/s)							
	4	6	8	10	12	15	30	50
Mu(T)	100	100	50	50	50	10	10	10

Tabla 3.4.- Tiempos de corte de las simulaciones (milisegundos)

3.4- Comprobaciones

Además de las comprobaciones realizadas en las simulaciones con fricción dependiente de la velocidad, en estos modelos se han hecho las siguientes comprobaciones.

Estabilidad de la temperatura en la interfase. La estabilidad de la temperatura en la interfase es necesaria para un correcto análisis posterior. En estos casos se ha sido menos restrictivo que en el caso de las fuerzas, ya que la estabilidad de la temperatura es más difícil de obtener. Así, se han considerado válidos aquéllos modelos en los que la temperatura en la zona de deslizamiento se mantiene constante o prácticamente constante. En el gráfico 3.10 podemos ver la temperatura en un punto de la zona *sliding* a lo largo del tiempo para el modelo de 50 m/s.

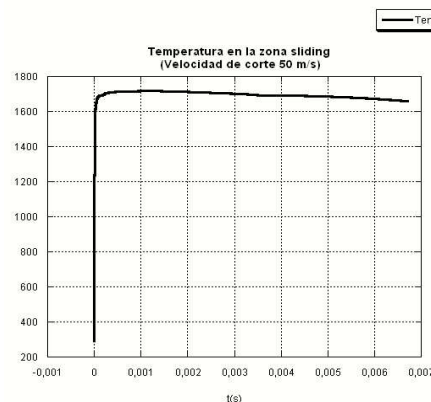


Gráfico 3.10.- Temperatura en la zona sliding. Velocidad de corte 50 m/s.

Estabilidad del flujo de calor en la interfase. Con objeto de poder evaluar la relación de los flujos de calor entre viruta y herramienta en función de la velocidad de corte, será necesario que estos flujos se hayan estabilizado (o por lo menos que lo haya hecho la relación de los flujos de calor). En el gráfico 3.11 se muestran los flujos de calor por unidad de área, para la zona de deslizamiento, en el caso de velocidad de corte de 50 m/s.

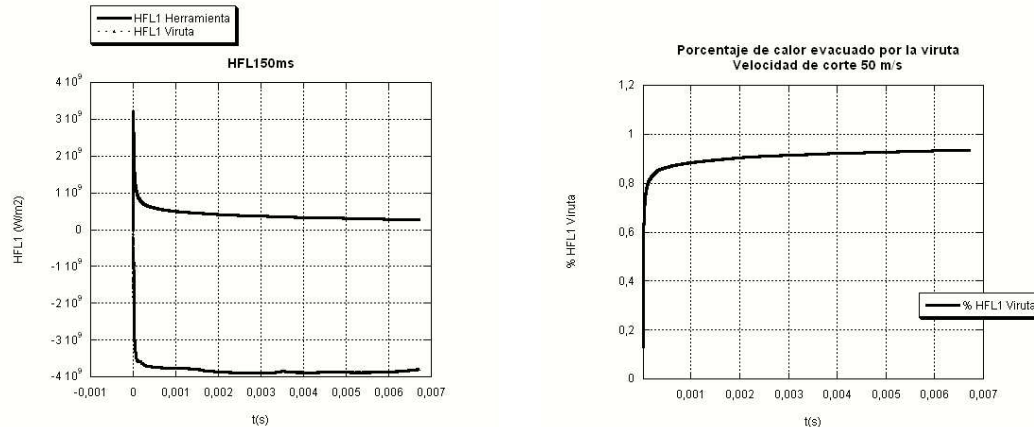


Gráfico 3.11.- Flujos de calor en la interfase(izda) y relación de flujos de calor viruta/herramienta (dcha) en un punto de la superficie de contacto.

Consistencia del modelo de fricción dependiente de la temperatura. Esta comprobación pretende confirmar la consistencia del modelo en relación con la fricción impuesta y la fricción obtenida en la superficie de contacto. Como se indicó en la sección anterior, estos dos coeficientes de rozamiento deben ser iguales en la zona donde se produce deslizamiento, mientras que en la zona de soldadura debe cumplirse que el coeficiente de fricción impuesto sea mayor que el coeficiente de fricción obtenido.

La fricción impuesta depende de la temperatura, así que podemos obtenerla si representamos la ley de fricción dependiente de la temperatura con los datos de temperatura extraídos de la interfase. Esta fricción se muestra en el gráfico 3.12 con una línea fina. Por otro lado, la fricción microscópica obtenida por el modelo será la relación entre el esfuerzo cortante y la presión en la interfase. Esta fricción se muestra en el gráfico 3.12 por medio de una línea gruesa.

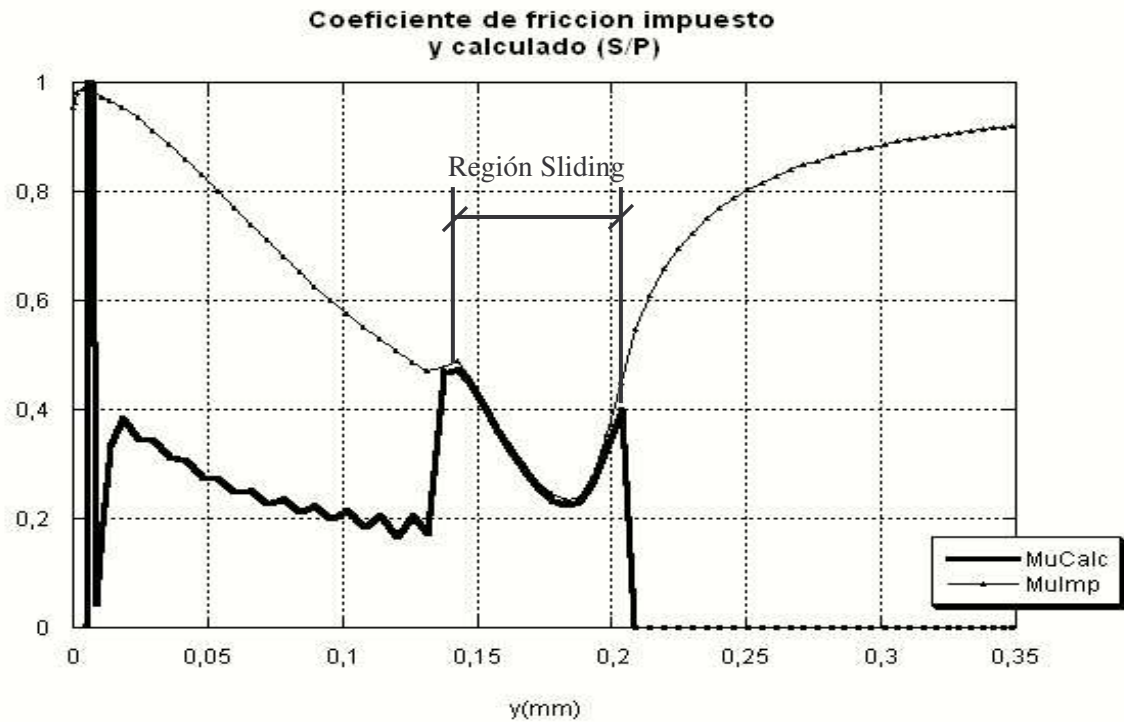


Gráfico 3.12.- Fricción impuesta en el modelo y fricción obtenida a través del cociente del esfuerzo cortante y la presión en la interfase. Velocidad de corte 50 m/s.

Vemos cómo queda claramente definida la región donde se produce *sliding* y la zona donde se produce *sticking*, y queda comprobada la validez del modelo para implementar la fricción dependiente de la temperatura en la interfase virtual-herramienta.

4.- CONCLUSIONES

En este capítulo se han mostrado las diferentes simulaciones a realizar con los modelos creados previamente. Asimismo, se ha justificado la validez de los modelos con las comprobaciones de estabilidad de las fuerzas y de consistencia de la fricción microscópica impuesta.

Otros aspectos destacables de este capítulo son los siguientes:

- Cuanto mayor sea la velocidad de corte, menor será el tiempo de simulación necesario para la estabilización del modelo (gráfico 3.2).

Simulaciones realizadas

- Las fuerzas obtenidas con el empotramiento total de la herramienta son mucho más estables. Es notorio que en el caso de no empotrar la herramienta, las fuerzas de corte resultantes no tienen por qué oscilar en torno al valor central, sino que el valor “real” puede estar situado en la zona superior o inferior de la región de dispersión de las fuerzas de corte (gráfico 3.6).

- El hecho de empotrar la herramienta en su totalidad no afecta a los valores de las variables estudiadas (gráficos 3.7 y 3.8), mientras que sí facilita mucho la resolución de los modelos, evitándose problemas de vibraciones y distorsiones de elementos de la viruta.

- Alcanzar el estado cuasi-estacionario en las variables termodinámicas ha requerido tiempos de simulación muy altos, lo cual ha hecho en algunos casos imposible la obtención de resultados totalmente estabilizados. En estos casos se ha esperado a obtener una tendencia clara y se ha hecho una prospección de los valores que se obtendría en el estado estacionario. En posteriores trabajos podrían ejecutarse estos modelos durante el tiempo necesario.

Una vez descritas las simulaciones realizadas con los modelos de elementos finitos, se expondrán y analizarán en el siguiente capítulo los resultados obtenidos por medio de éstos.

CAPÍTULO IV: RESULTADOS Y ANÁLISIS

1.- INTRODUCCIÓN

En este capítulo se desarrollarán los resultados obtenidos a través de las simulaciones explicadas en la sección anterior. La exposición se realizará de nuevo en dos partes: en primer lugar se desarrollan los resultados referentes al estudio del mecanizado con fricción dependiente de la velocidad. Posteriormente, se desarrollan los resultados obtenidos en el estudio del modelo de fricción dependiente de la temperatura, teniendo en cuenta en estos casos la continuidad de la temperatura y haciendo especial hincapié en las variables termodinámicas.

2.- FRICCIÓN DEPENDIENTE DE LA VELOCIDAD

En esta sección se van a estudiar los resultados referentes al estudio con fricción dependiente de la velocidad. Conviene aclarar algunos puntos antes de comenzar a presentar los resultados.

Como ya se ha mencionado, este proyecto fin de carrera ha hecho uso de un conjunto de modelos previamente desarrollados, en los que la fricción se suponía constante, con valores concretos entre fricción cero y fricción igual a la unidad. En adelante, cuando en esta sección se hable de modelos Mu_02 o Mu_08, se estará haciendo referencia a dichos modelos. Más concretamente, tenemos el siguiente conjunto de modelos y su significado:

Mu_00	Modelo con fricción nula en la interfase viruta-herramienta
Mu_02	Modelo con fricción constante de valor 0,2 en la interfase viruta-herramienta
Mu_04	Modelo con fricción constante de valor 0,4 en la interfase viruta-herramienta
Mu_06	Modelo con fricción constante de valor 0,6 en la interfase viruta-herramienta
Mu_08	Modelo con fricción constante de valor 0,8 en la interfase viruta-herramienta
Mu_1	Modelo con fricción constante de valor 1 en la interfase viruta-herramienta

Tabla 4.1.- Notación de los modelos de fricción constante

Además de los resultados de estos modelos numéricos, también se tendrán en cuenta resultados experimentales obtenidos por otros autores [5] para el material modelado. Estos resultados se tendrán como referencia para valorar los resultados experimentales, aunque no se trata de obtener exactamente los mismos resultados, sino de estudiar las tendencias y la validez del modelo de fricción creado, para su aplicación en posteriores investigaciones.

El modo en que han sido extraídos los resultados se explicará al inicio de cada una de las secciones en aquéllos casos en los que proceda hacerlo.

2.1- Fuerzas de mecanizado

Las fuerzas de mecanizado son un parámetro de gran importancia. Debemos tener en cuenta que influyen, entre otros aspectos, en los siguientes:

- Potencia de corte necesaria en la máquina herramienta, siendo éste un parámetro de diseño fundamental para la selección de la máquina-herramienta.
- Vibraciones de la herramienta, que pueden provocar un mal acabado superficial de la pieza a mecanizar, así como cargas de fatiga en la herramienta.

Por ello es importante analizar cuáles son las tendencias que podemos observar en relación con las mismas, y resulta evidente que será mejor cuanto menor sea su valor. Las fuerzas de corte que aparecen en el proceso de corte ortogonal, con ángulo de desprendimiento cero, pueden estudiarse a través del círculo de fuerzas de corte simplificado [6] mostrado en la figura 4.1.

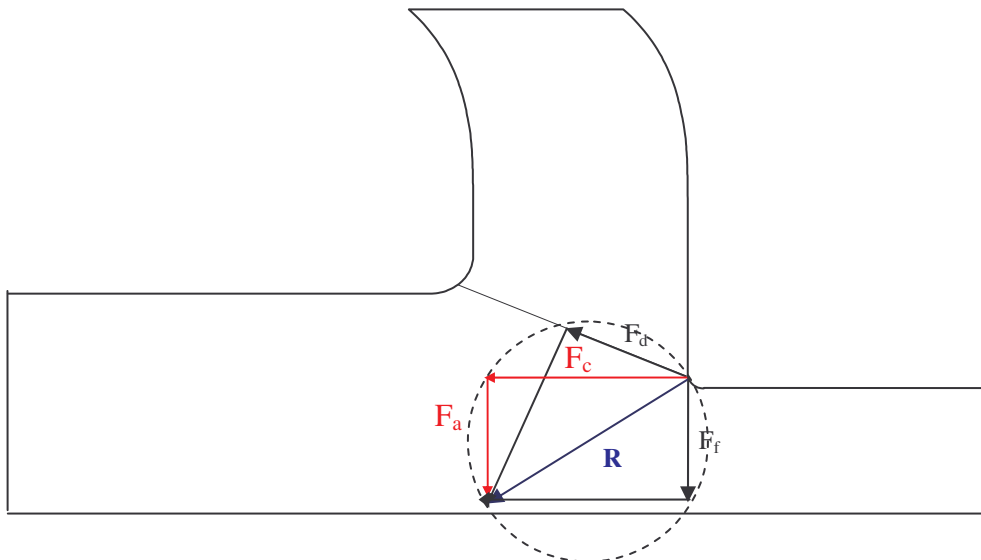


Figura 4.1.- Círculo de fuerzas de corte (círculo de Merchant)

Resultados y análisis

Las fuerzas que aparecen en el modelo son las siguientes:

- *Fuerza de deslizamiento del material, F_d* : Se origina en la superficie primaria. Depende del área de deslizamiento y de la tensión de cizalladura del material.
- *Fuerza de fricción, F_f* : Se origina en la superficie secundaria de corte. Depende de las condiciones de contacto entre viruta y herramienta, de la superficie de contacto y de la tensión de cizalladura del material.
- *Resultante de fuerzas de corte, R* : Vector resultante de la combinación de la fuerza de fricción y la fuerza de deslizamiento de material.
- *Fuerza de corte, F_c* : Componente horizontal de las fuerzas de corte (también llamada F_1 a lo largo de este trabajo).
- *Fuerza de avance, F_a* : Componente vertical de las fuerzas de corte (también llamada F_2 a lo largo de este trabajo).

La tendencia que se observa conforme aumenta la velocidad de corte es que las fuerzas de corte disminuyen. Esto se debe a los siguientes factores:

- *Mayor calentamiento de la viruta en la superficie primaria y en la secundaria*. El calor generado debido a la deformación hace que aumente considerablemente la temperatura del material de viruta, disminuyendo así su límite elástico según la ley de Johnson-Cook y por tanto la fuerza necesaria para la deformación.
- *Disminución del área de cizalladura del material de viruta*. Esto se debe a que conforme aumenta la velocidad de corte, el ángulo de cizalladura aumenta y el ancho de viruta disminuye, produciéndose una disminución de la fuerza resultante de corte y de la componente tangencial en particular.
- *Disminución del área de contacto entre viruta y herramienta*. La fuerza de avance se debe fundamentalmente al contacto entre la viruta y la superficie de deslizamiento, que produce fuerzas de fricción por el deslizamiento del material de viruta. En esta superficie se producen fuerzas debidas a la ruptura de microsoldaduras en la zona donde se produce el *sticking*, y al disminuir el área de *sticking* con la velocidad, la resultante de estas fuerzas disminuye.

Resultados y análisis

Esta disminución de las fuerzas de corte puede apreciarse en el gráfico 4.1 y 4.3. Comenzamos por el gráfico 4.1, donde se muestran los resultados obtenidos para las *fuerzas de corte* (F_1) en función de la velocidad y en función del modelo de fricción usado. Estas fuerzas han sido obtenidas para una profundidad de corte de 1 metro (tal y como se ha explicado anteriormente), y por tanto habrá que reducirlas aproximadamente en tres órdenes de magnitud para estar hablando de fuerzas de mecanizado reales, o en cuatro para condiciones de alta velocidad donde se disminuye la profundidad de cada pasada.

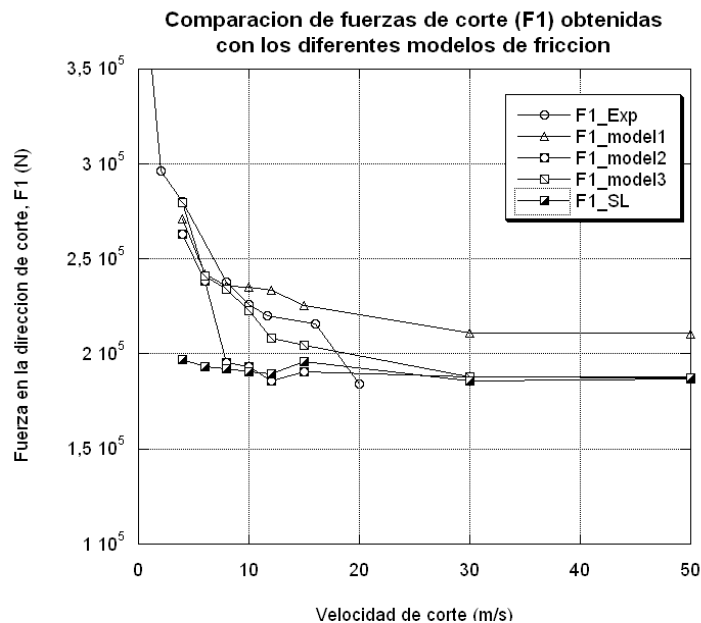


Gráfico 4.1.- Fuerzas de corte en función de la velocidad de corte (profundidad de corte de 1m).

En este gráfico podemos ver lo siguiente:

- El modelo que mejor se ajusta a las fuerzas de corte obtenidas experimentales es el modelo de fricción 3.
- El modelo de fricción 1 arroja valores muy altos para las fuerzas de corte. Esto es debido a que este modelo de fricción microscópica tiene valores de fricción excesivos, no ajustándose a la realidad del contacto viruta-herramienta.

Resultados y análisis

- El modelo de fricción 2 da valores para las fuerzas de corte válidos al inicio y al final del rango de velocidades estudiado, pero en velocidades intermedias se aleja de los datos experimentales. Esto se debe a que, como pudo observarse en el gráfico 3.1, en este modelo la fricción decrece rápidamente desde el inicio.
- El modelo *sliding*, dados los valores de fricción bajos que mantiene desde el inicio, mantiene prácticamente constante la fuerza de corte en un valor bajo igual al valor de asintoticidad del resto de los modelos.

En relación con la tendencia de la fuerza de corte, puede apreciarse cómo tienden al mismo valor (aproximadamente 1.9×10^5 N) en todos los modelos, a excepción del modelo 1. Esto se debe a que este modelo tiene una fricción a velocidades altas superior a la del resto de los modelos (0.33 frente a 0.1).

También hay que señalar que prácticamente todos los modelos, sobre todo el modelo 1 y el modelo 3, experimentan un cambio en la tendencia de las fuerzas de corte alrededor de la velocidad de corte de 10 m/s, fenómeno que también puede observarse en el modelo experimental. Esta región de velocidades ha sido anteriormente denominada como región de transición, y más adelante, en la sección dedicada a la fricción global, veremos que en este rango de velocidades se produce una ralentización del aumento del ángulo de deslizamiento, que produce el mismo efecto de cambio de tendencia en la fricción global, y que es la causante de este fenómeno.

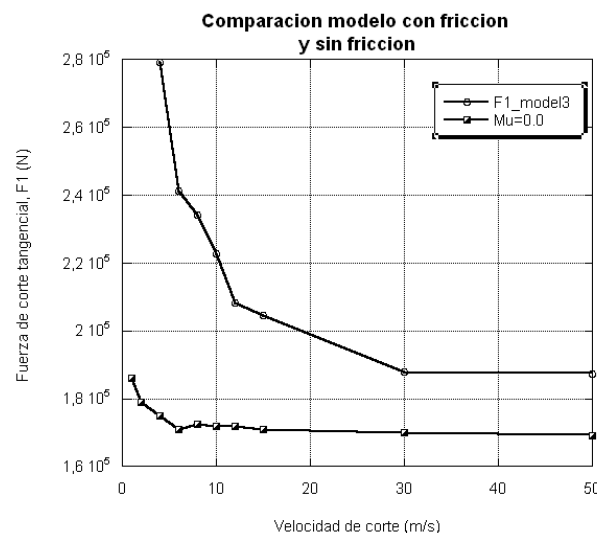


Gráfico 4.2.- Fuerzas de corte de un modelo con fricción y sin fricción.

Resultados y análisis

Si comparamos las fuerzas de corte obtenidas con las de un modelo sin fricción (gráfico 4.2), vemos que la influencia de la fricción es significativa en las fuerzas de corte a baja velocidad, implicando aproximadamente el 40% del total. Sin embargo, a alta velocidad, dado que la fricción decrece notablemente, también lo hace su influencia sobre las fuerzas de corte.

De todo lo anterior, podemos concluir hasta ahora que las fuerzas de corte se ven afectadas por los siguientes parámetros:

- Fricción microscópica. Como dato aproximado, vemos que a altas velocidades de corte (a partir de los 30 m/s), la presencia de fricción hace que las fuerzas de corte pasen de 1.7×10^5 N a un valor de 1.9×10^5 N, lo que supone un 11% de las mismas, mientras que a baja velocidad de corte la influencia es mucho mayor (40 %).
- Velocidad de corte. Sobre todo a bajas velocidades, vemos que el descenso de las fuerzas de corte con la velocidad es significativo. En el rango de velocidades de corte de 4 m/s a velocidades de 30 m/s, el descenso de las fuerzas de corte es del 32%.

En apartados posteriores se expondrán más resultados que influyen en las fuerzas de corte (ángulo de cizalladura, temperatura, longitud de contacto...), que no se muestran aquí por seguir una estructura ordenada a la hora de presentar los resultados.

Las fuerzas de avance (F_2) también disminuyen con la velocidad.

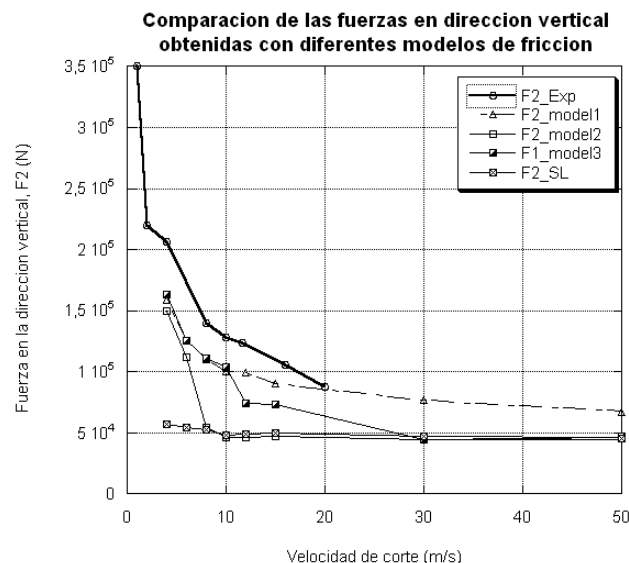


Gráfico 4.3.- *Fuerzas de avance en función de la velocidad de corte*

Podemos observar lo siguiente en relación con los resultados obtenidos:

- El modelo que más se acerca cuantitativamente a los resultados experimentales es el modelo 1, aunque vemos que se mantiene un 25% por debajo de los valores experimentales hasta los 20 m/s. Sin embargo, podemos apreciar que el modelo de fricción 3, aunque se aleje más en los resultados, sigue mejor la tendencia marcada por los datos experimentales.
- El modelo 2 tiene una tendencia más decreciente que la observada en la curva experimental. Por ello, vemos que el error es mayor, sobre todo en el rango de velocidades de 4 a 30 m/s. Esto se debe a la drástica disminución de la fricción microscópica en esta región.

En este gráfico resulta de nuevo llamativa la tendencia asintótica de las fuerzas de corte en la dirección del avance. Vemos que, llegado un cierto valor de la velocidad de corte, las fuerzas se estabilizan para todos los modelos en un valor de 5×10^4 N. Como se ha indicado anteriormente, las fuerzas de corte en la dirección del avance dependen fundamentalmente de las condiciones en la interfase. Así, llegado un cierto valor de la velocidad de corte, la velocidad de deslizamiento de la viruta sobre la herramienta es tan alta que el coeficiente de fricción pasa a tener un valor muy bajo. Si observamos el gráfico 4.4, que muestra las fuerzas de avance en un modelo sin fricción y en los modelos con fricción dependiente de la velocidad, vemos cómo en la fuerza de avance a alta velocidad desaparece prácticamente la influencia de la fricción.

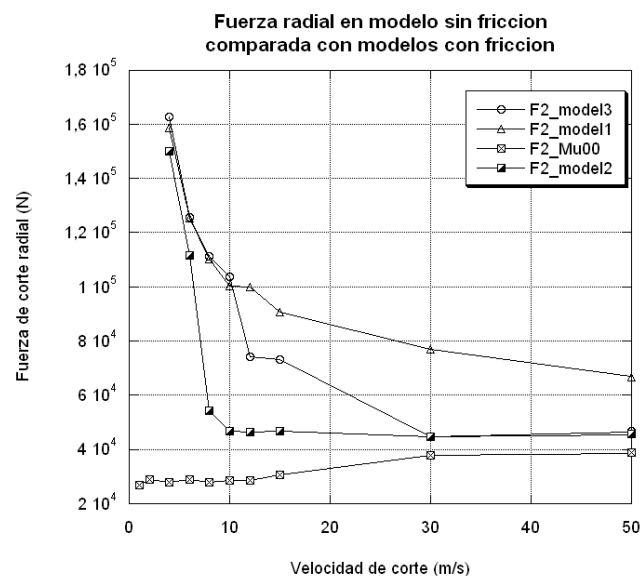


Gráfico 4.4.- Fuerzas de avance con fricción y sin fricción

Resultados y análisis

Por tanto, para mecanizado de alta velocidad, tenemos lo siguiente:

- Fuerza de avance debida a la deformación y al corte: $4 \times 10^4 \text{ N}$
- Fuerza de avance debida a la fricción: $0.5 \times 10^4 \text{ N}$

Por lo que la fricción supone únicamente un 11% de la fuerza de avance en mecanizado de alta velocidad. Esto es significativo, desde el punto de vista de que mecanizar a alta velocidad tiene las mismas ventajas que el uso de lubricantes, haciendo el efecto de la fricción despreciable. Por otro lado, estas fuerzas de avance influyen notablemente en las vibraciones durante el mecanizado, pudiendo ser muy importantes en operaciones de torneado interior o en mandrinados. Al verse considerablemente reducidas, podemos considerarlo como otra de las ventajas del mecanizado de alta velocidad.

Llegados a este punto, vemos cómo un mismo modelo aproxima bien las fuerzas de corte, pero las fuerzas de avance se alejan considerablemente de los valores experimentales. Si volvemos ahora al círculo de fuerzas del proceso de corte, mostrado anteriormente en la figura 4.1, podemos analizar qué zonas del modelo afectan a cada una de las fuerzas y sacar conclusiones sobre dónde se puede encontrar el problema.

En primer lugar, vemos que la fuerza de corte se ve afectada por la componente horizontal de la fuerza de deslizamiento y por la fuerza de fricción, ya que esta última influye directamente en la fuerza resultante R , modificando la fuerza de corte. Por otro lado, la fuerza de avance se ve afectada exclusivamente por la fuerza de fricción en su totalidad, dado que tenemos ángulo de desprendimiento cero. Esto nos permite concluir lo siguiente:

- La *zona primaria de corte*, donde se produce la mayor parte de las fuerzas de corte, está bien modelada desde el punto de vista numérico ya que las fuerzas de corte sí son cercanas a las reales. Por tanto, los resultados obtenidos por los modelos numéricos en este sentido son fiables.

- La *zona secundaria de corte* participa mayoritariamente en las fuerzas de avance a través de la fuerza de fricción. Al ser estas fuerzas las que mantienen diferencias entre la realidad y el modelo numérico, podemos concluir que el error en el modelo debe de encontrarse en esta región. Sin embargo, vemos que la tendencia sí está

Resultados y análisis

bien aproximada, obteniéndose una curva muy similar a la experimental como se observa en el gráfico 4.5. Este gráfico muestra únicamente los datos experimentales y los datos obtenidos con el modelo Mu(V)_3.

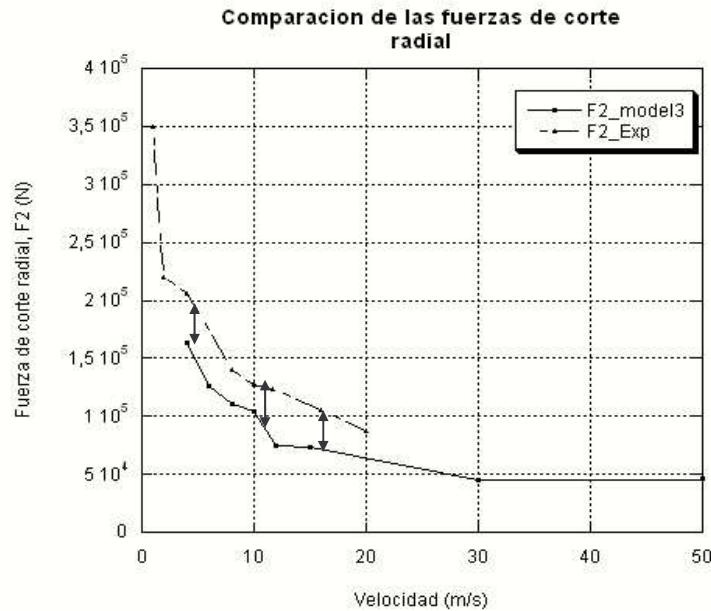


Gráfico 4.5.- Diferencia constante en las fuerzas de avance

Vemos que existe una diferencia casi constante de aproximadamente 3×10^4 N entre el modelo numérico y el modelo experimental. Las razones por las cuales se produce esta diferencia podrían ser las siguientes:

Modelado del contacto viruta-herramienta:

A la hora de modelar el contacto entre viruta-herramienta, se han impuesto modelos de fricción microscópica con los que nos hemos aproximado a la solución real, pero que no representan con total fidelidad su comportamiento real. Además, no hemos tenido en cuenta la dependencia de la fricción con otros aspectos, como la temperatura en la zona de corte.

Ley constitutiva del material:

La ley constitutiva de Johnson Cook que hemos usado puede ser también un problema, puesto que supone una extrapolación de varios órdenes de magnitud respecto de los ensayos con los que ha sido establecida. En relación con esto, es interesante fijarnos en las imágenes 4.1 a y b. Como hemos visto anteriormente, la ley sí funciona correctamente en la zona primaria de corte, donde las temperaturas son menores y la

Resultados y análisis

velocidad de deformación mayor, ya que aproximamos correctamente las fuerzas de corte. Sin embargo, podría no hacerlo en la zona secundaria de corte, donde las temperaturas son mayores y es menor la velocidad de deformación. Conviene considerar por tanto la posibilidad de cambiar la ley constitutiva del material en relación con la temperatura, o de evaluar si los datos de temperatura obtenidos en los modelos son correctos.

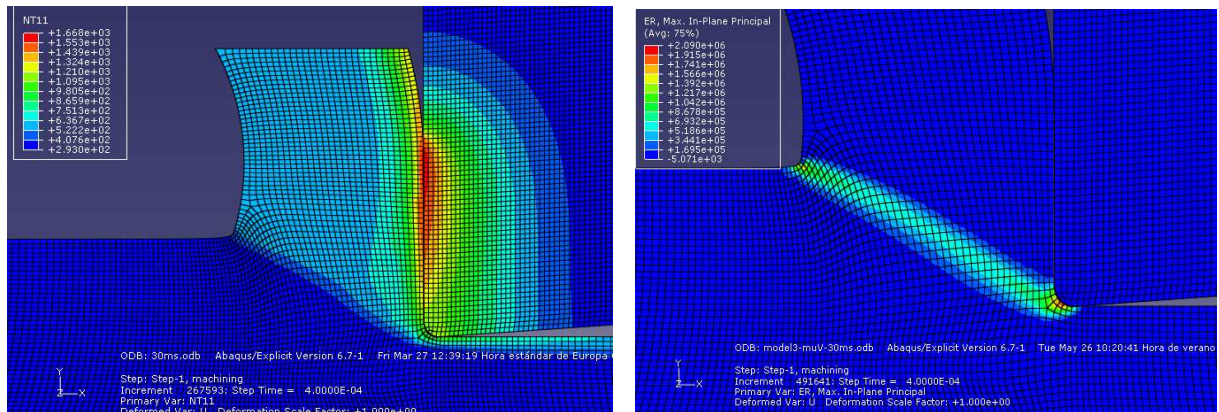


Imagen 4.1a y b.-

a) Campo de temperaturas b) Velocidad de deformación en el corte

Un análisis más detallado en relación con la temperatura en la zona secundaria de corte se realizará más adelante, cuando se presenten los modelos con continuidad de temperatura. Sin embargo, debido a su complejidad, no trabajaremos sobre la ley constitutiva escogida inicialmente, sino que esto puede quedar como materia para un trabajo posterior.

2.2.- Coeficiente de fricción global

El coeficiente de fricción global, μ_{glob} , (o macroscópico) es el que se obtiene por medio de la relación de las fuerzas de mecanizado en el contacto viruta-herramienta. Este coeficiente de fricción es un dato macroscópico y no hace referencia al contacto puntual de la viruta y la herramienta, sino que engloba aspectos del proceso de mecanizado como son el radio de la arista de corte y el ángulo de desprendimiento.

Analicemos en primer lugar los resultados de los modelos de fricción constante. En el gráfico 4.6 (página siguiente) se muestran los valores de la fricción macroscópica obtenidos por medio de estos modelos en función de la velocidad de corte.

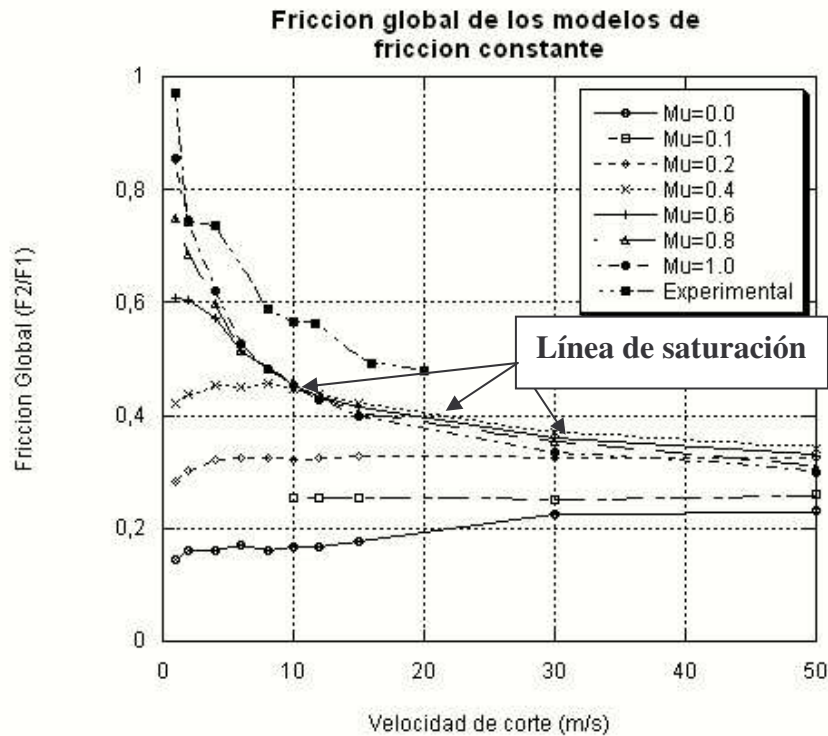


Gráfico 4.6.- Fricción global para los modelos con fricción constante

Vemos cómo el modelo con fricción microscópica nula arroja valores de fricción global en torno a 0,2, a pesar de no imponer ninguna fricción en la interfase. Esto se debe a que sobre la herramienta aparecen las siguientes fuerzas de avance:

- Fuerza de avance debida al radio de la arista de corte de la herramienta (F_a).
- Componente radial de la fuerza de deslizamiento en la superficie de corte primaria (F).

Además, vemos que esta fuerza de fricción es creciente con la velocidad de corte. Esto es llamativo en relación con el resto de los modelos, en los que la fricción tiene una tendencia decreciente. Esto se debe a que en el modelo hemos incluido la curvatura del filo de corte, y se indica aunque no haremos un estudio detallado de este fenómeno por su complejidad.

Dejando a un lado el modelo de fricción cero, vemos que todos los modelos de *fricción constante*, a partir de fricción 0,2, tienden a una fricción macroscópica de aproximadamente 0,33. Independientemente del valor de fricción constante impuesto, vemos que la tendencia de la fricción macroscópica es decreciente con la velocidad de corte, y que tiende a dicho valor de 0,33. Esto muestra un claro efecto de la velocidad de

Resultados y análisis

deslizamiento en la fricción, que se intentará modelar por medio de los modelos de fricción dependiente de la velocidad.

Si observamos el modelo Mu_1, vemos que la fricción global decrece bruscamente conforme aumenta la velocidad de corte, que aunque no es directamente la velocidad de deslizamiento en la interfase, sí influye directamente sobre ella (la velocidad de deslizamiento es aproximadamente el 50 % de la velocidad de corte, aunque esta relación cambia en función de la velocidad de corte). A velocidades de corte mayores, esta fricción global se estabiliza, disminuyendo la tendencia decreciente. El resto de modelos de fricción constante, conforme aumenta la velocidad de corte, se solapan con el modelo de fricción Mu_1, pero nunca superan su valor. Por ejemplo, vemos que tanto el modelo Mu_0.8 como el modelo Mu_0.6 se solapan con el modelo Mu_1 a 6 m/s. A continuación lo hace el modelo Mu_0.4, a 10 m/s y finalmente el modelo Mu_0.2. Esto indica que, conforme aumenta la velocidad de corte, los valores de fricción microscópica impuesta son demasiado elevados, de modo que se supera el esfuerzo cortante máximo del material y se entra en comportamiento *sticking* cumpliéndose que:

$$\mu_{\text{imp}} \cdot \sigma > \tau_{\text{max}} \quad (\text{Ec. 4.1})$$

Por un lado, la presión ejercida en la interfase aumenta conforme aumenta la velocidad de corte, y por otro lado, el esfuerzo cortante máximo del material disminuye por efecto de la mayor temperatura alcanzada. Sin embargo, sobre el esfuerzo cortante máximo del material influyen también, en sentido contrario, la deformación y la velocidad de deformación, que tienden a aumentar el cortante máximo. No es objetivo de este trabajo analizar la influencia relativa de estas variables, pero sí veremos en los resultados del modelo con dependencia de la temperatura que conforme aumenta el tiempo de la simulación la interfase se calienta, prevaleciendo el efecto de la temperatura y aumentando considerablemente el *sticking* en la interfase.

En conclusión, los modelos de fricción constante nos indican que la fricción microscópica impuesta debe ser decreciente con la velocidad de deslizamiento en la interfase. Para esto, se han creado los modelos de fricción definidos previamente en el gráfico 3.1, que pretenden simular el comportamiento de la fricción microscópica en función de la velocidad de deslizamiento.

En el gráfico siguiente (4.7) podemos ver representados de nuevo los valores de fricción global obtenidos por medio de los modelos de fricción constante (trazo fino) junto con los modelos de fricción dependiente de la velocidad impuestos (trazo grueso).

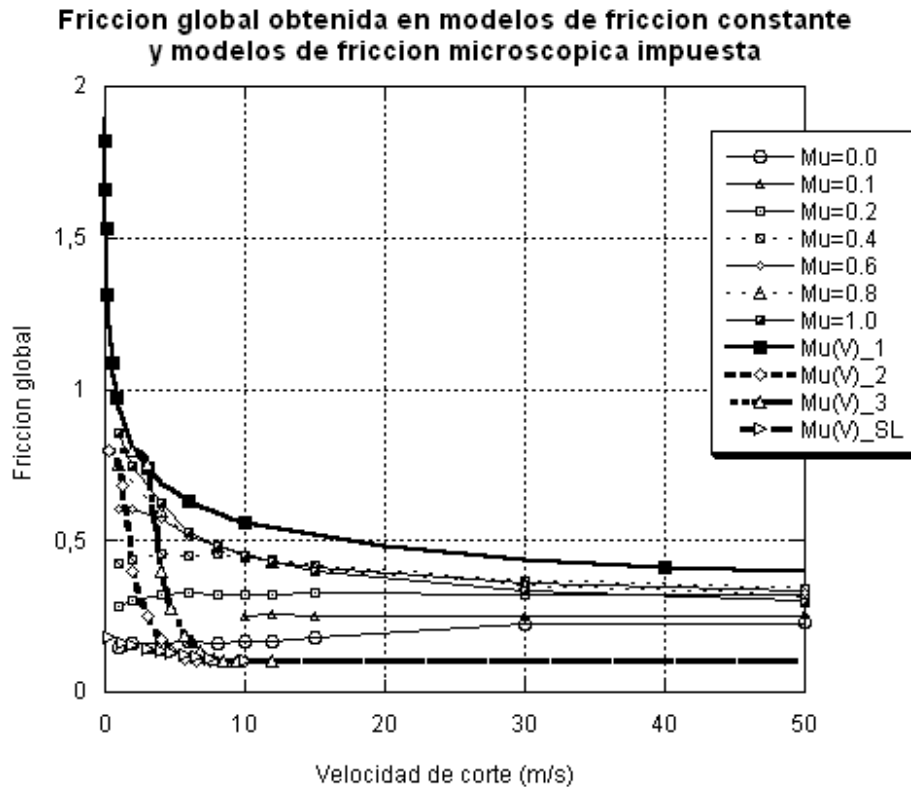


Gráfico 4.7.- μ_{glob} en modelos de fricción constante y modelos de fricción microscópica impuesta.

En primer lugar, hay que señalar que los modelos de fricción microscópica no se corresponden con la velocidad de corte en el eje de abscisas, sino que se corresponden con la velocidad de desplazamiento en la interfase, que es aproximadamente la mitad de la velocidad de corte. Por lo tanto, la fricción impuesta en la interfase por el modelo Mu(V)_1 a 10 m/s de velocidad de corte será la fricción que en este gráfico se corresponde con 5 m/s, es decir, aproximadamente 0.7.

Tal y como se indicó en el capítulo de simulaciones, el primer modelo impuesto fue el modelo Mu(V)_1 , que vemos que sigue la tendencia de la fricción global obtenida en los modelos de fricción constante, pero con valores muy elevados. Esto, como veremos más adelante, condujo a modelos en los que el *sticking* predominaba en la interfase de contacto. Por tanto, se crearon tres nuevos modelos de fricción, con valores inferiores para la fricción microscópica, buscando disminuir estas regiones de *sticking* y aproximándonos así a los valores reales.

Resultados y análisis

Para obtener los valores de fricción global a partir de los modelos realizados, se partió de las fuerzas de corte obtenidas en la superficie de contacto viruta-herramienta, obteniendo gráficos de fuerzas como el mostrado a continuación. En éste podemos observar los valores de las fuerzas de corte y de avance para el modelo de fricción 3, que es el que ha dado mejores resultados. Podemos ver cómo la distancia entre las dos curvas se hace creciente, lo cual generará una fricción macroscópica decreciente.

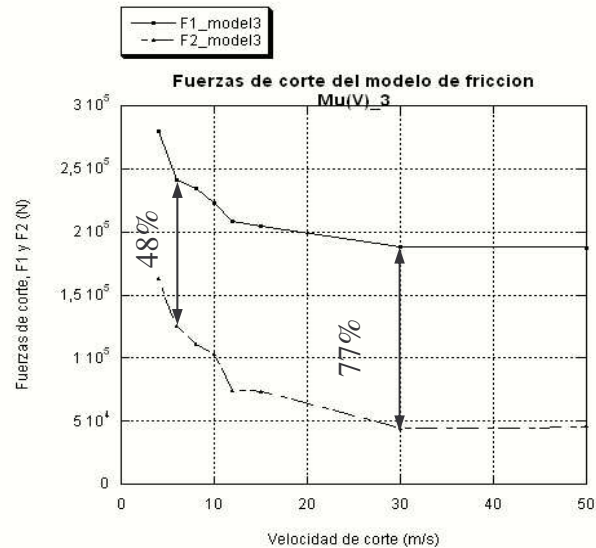


Gráfico 4.8.- Fuerzas de mecanizado para el modelo de fricción $\mu(V)_3$

Los valores de la fricción global en función de la velocidad de corte para todos los modelos realizados se muestran en el gráfico 4.9. Se muestran también en línea más fina las curvas de fricción obtenidas con modelos de fricción constante y la curva de fricción obtenida experimentalmente.

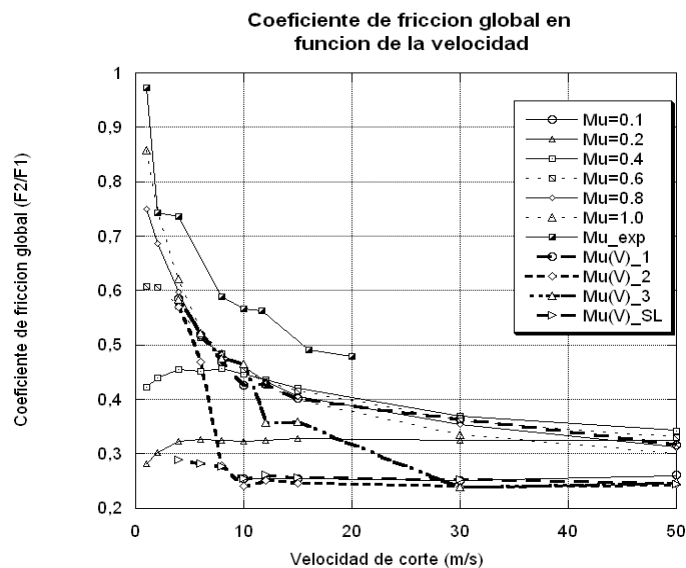


Gráfico 4.9.- Coeficientes de fricción global en función de la velocidad de corte

Resultados y análisis

En primer lugar, vemos que la fricción obtenida en el ensayo experimental es mayor que cualquiera de las obtenidas en los modelos numéricos. Evidentemente, este resultado está estrechamente relacionado con los resultados obtenidos para las fuerzas de avance, que nos daban valores menores que los experimentales. Por tanto, las razones de este desajuste de los valores cuantitativos obtenidos son las mismas que las que se expusieron en el apartado relativo a las fuerzas de avance:

- Modelado incorrecto del contacto virtual herramienta.
- Ley constitutiva del material.

Por otro lado, la fricción global obtenida por medio de los modelos numéricos tiene de nuevo una tendencia asintótica conforme aumenta la velocidad. Vemos que el modelo $\mu(V)_1$ es el único que mantiene una tendencia decreciente a altas velocidades de corte, por lo que parece que seguirá decreciendo conforme aumente la velocidad. Podemos ver también que este modelo impone valores de fricción muy elevados (gráfico 4.10), de modo que se tiene un porcentaje excesivo de *sticking* en la interfase, y la curva de fricción global que se obtiene sigue la “línea de saturación” definida por las curvas de fricción constante.

Los modelos $\mu(V)_2$ y $\mu(V)_3$ imponen valores de fricción inferiores que decrecen rápidamente con la velocidad de corte a partir de ciertos valores de la velocidad. Esto se ha hecho buscando obtener una superficie de deslizamiento en la que se produzca una región de *sticking* menor.

En el caso del modelo $\mu(V)_2$, este descenso se produce desde el inicio, y vemos que la fricción global obtenida es excesivamente baja, alejándose además de la tendencia de la fricción global obtenida experimentalmente. A partir de los 10 m/s, este modelo de fricción se solapa con el modelo de fricción constante $\mu_{0.1}$, ya que con una velocidad de deslizamiento en la interfase de 5 m/s este modelo impone ya una fricción microscópica de 0.1.

Por otro lado, el modelo $\mu(V)_3$ presenta unos resultados de fricción global notablemente mejores, manteniendo valores de fricción más elevados conforme aumenta la velocidad, pero sin llegar a la región de saturación. Además, sigue mucho

Resultados y análisis

mejor la tendencia obtenida en los ensayos experimentales, por lo que parece ser un modelo muy aproximado al modelo que podríamos tener en la realidad.

Por último, es interesante analizar cuál es la influencia de la fricción microscópica en la fricción global obtenida conforme aumenta la velocidad de corte. Esto lo haremos por medio del gráfico 4.10, donde podemos ver representada la fricción global obtenida con dos de los modelos de fricción dependiente de la velocidad y la fricción global obtenida con el modelo de fricción nula.

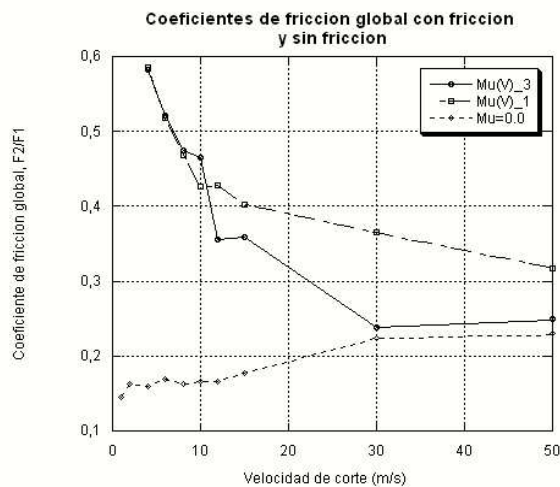


Gráfico 4.10.- Coeficientes de fricción global con dos modelos de fricción y sin fricción

En la región de velocidad de corte hasta 10 m/s, vemos que los modelos con fricción dependiente de la velocidad aportan un porcentaje considerable a la fricción global obtenida. Podemos ver que aportamos aproximadamente un valor de 0.30 a la fricción global en ambos casos, lo cual supone un 66% de la fricción total obtenida. Sin embargo, a altas velocidades de corte, donde la fricción microscópica de la interfase es mucho menor, vemos que la aportación de los modelos con fricción a la fricción global es mucho menor, de aproximadamente un 33% en el caso del modelo Mu(V)_1 y del 10% en el caso del modelo Mu(V)_3.

Por lo tanto, podemos concluir que el efecto de la fricción microscópica a altas velocidades de corte se hace prácticamente despreciable. Esto es muy interesante desde el punto de vista del uso de lubricantes, ya que como se adelantaba en la introducción, el mero hecho de aumentar la velocidad de corte disminuye el efecto de la fricción en la interfase, contribuyendo como si de un lubricante se tratara.

2.3- Espesor de viruta deformada y ángulo de deslizamiento

El espesor de la viruta deformada se refiere al espesor que tiene la viruta una vez se ha mecanizado. En la figura 4.2 podemos ver representados el espesor de la viruta deformada (b') y sin deformar (b).

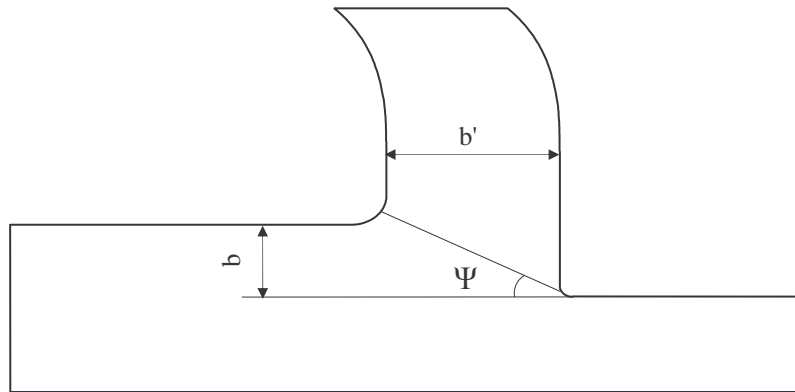


Figura 4.2.- Espesor de viruta deformada y sin deformar y ángulo de deslizamiento

Una variable que las relaciona es el coeficiente de recalcado (C_r), que es el cociente entre la viruta deformada y la viruta sin deformar.

$$C_r = b'/b \quad (\text{Ec. 4.2})$$

Este coeficiente nos servirá para obtener otra magnitud representativa del proceso de mecanizado, el ángulo de deslizamiento (Ψ), también mostrado en la figura 4.2. El material de la viruta es cortado según este ángulo, y existen diversas teorías que a través de hipótesis simplificativas intentan obtenerlo analíticamente [6]. Gracias a que con el modelo numérico tenemos el valor del espesor de viruta deformada, podemos obtener el coeficiente de recalcado y dar con este ángulo según la ecuación:

$$\Psi = \arctan(1/C_r) \quad (\text{Ec. 4.3})$$

En la imagen 4.2 se puede apreciar cómo se ha extraído la dimensión de la viruta deformada de los modelos numéricos realizados. También puede apreciarse claramente la zona primaria de corte, que define el ángulo de deslizamiento.

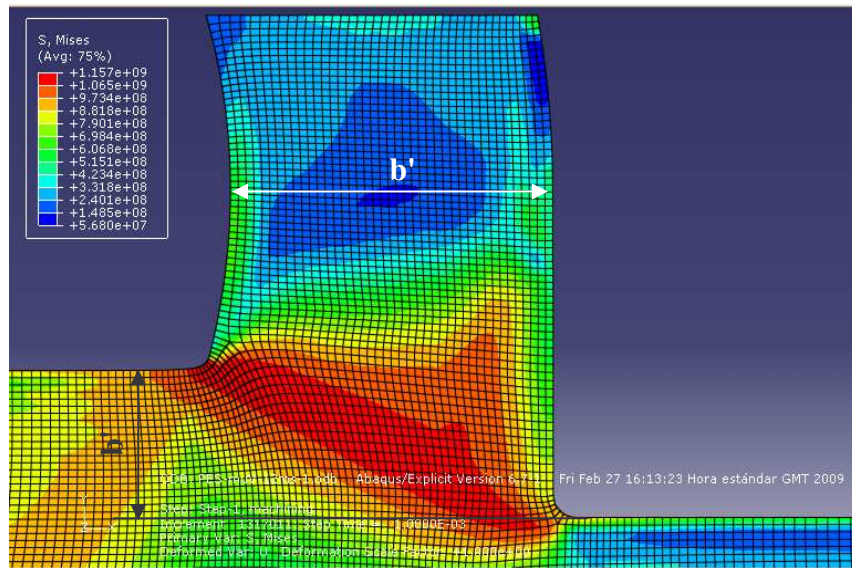


Imagen 4.2.- Espesor de viruta deformada y sin deformar y ángulo de deslizamiento

En el gráfico 4.11 se pueden ver los resultados obtenidos experimentalmente para el espesor de viruta deformada, así como los obtenidos a través de los distintos modelos experimentales con fricción constante.

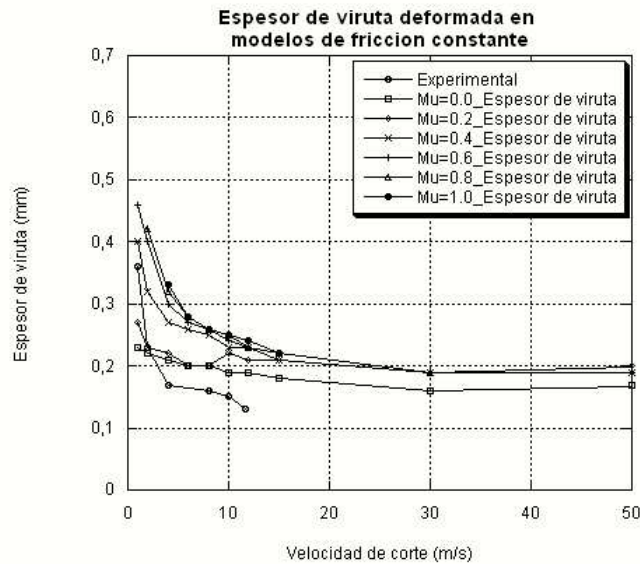


Gráfico 4.11.- Espesor de viruta deformada experimental y en modelos de fricción constante

Lo primero que podemos observar en este gráfico es que el modelo experimental es el que presenta los valores más bajos para el espesor de viruta, bajando de los 0,2 mm a partir de los 3 m/s de velocidad de corte.

Resultados y análisis

También vemos que la tendencia del espesor de viruta es decreciente con la velocidad de corte, tanto en los modelos numéricos como en el modelo experimental. Esto ya se introdujo al explicar los modelos geométricos en el apartado 6.2 del capítulo 2, donde se indicó que las dimensiones de la viruta inicial en los modelos creados eran menores conforme aumentaba el valor de la velocidad de corte. Esta disminución guarda relación con la disminución de la fricción global, que igualmente decrece con la velocidad de corte, ya que una mayor fricción global implica una mayor resistencia a la salida de la viruta (provocada por un mayor *sticking*), y por tanto un aumento del espesor de la viruta.

Otro dato interesante, que también se introdujo en el apartado 6.2 del capítulo 2, es que conforme aumenta el valor de la fricción impuesta, mayor es el espesor de viruta obtenido. Sin embargo, a elevadas velocidades de corte, vemos cómo todos los modelos tienden a un espesor de viruta de aproximadamente 0,2 mm, independientemente del modelo de fricción constante impuesto. En el apartado anterior veíamos que lo mismo le ocurre a la fricción global del sistema, que tiende a un valor común conforme aumenta la velocidad de corte, independientemente del valor de fricción microscópica impuesto. Por otro lado, en el gráfico 4.11, podemos ver también cómo se produce un decrecimiento brusco del espesor de la viruta a velocidades de corte bajas, mientras que a mayores velocidades la tendencia decreciente es más suave. Esto también ocurría con la fricción global, que veíamos que decrecía rápidamente al inicio y más lentamente a altas velocidades. Ambos comportamientos se muestran en el siguiente gráfico, donde aparecen los datos de los modelos de fricción 0 y 0.6.

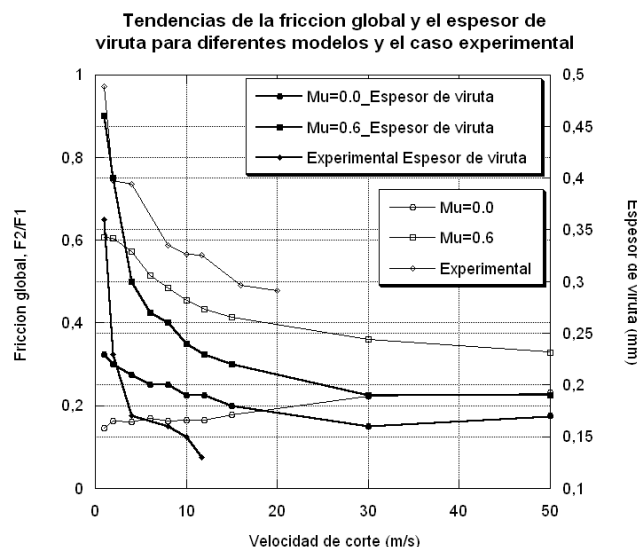


Gráfico 4.12.- Espesor de viruta deformada (trazado grueso) y fricción global (trazado fino)

Resultados y análisis

Si analizamos el gráfico 4.12 detenidamente, donde se incluyen los datos relativos a los ensayos experimentales, podemos apreciar también lo siguiente:

- El espesor de viruta disminuye aunque aumenta la fricción macroscópica en el modelo de fricción nula.
- La fricción global del modelo experimental es mayor que en los casos numéricos, y al contrario de lo que cabría esperar, el espesor de viruta es menor.

Con lo visto hasta ahora podemos concluir que existen las siguientes relaciones entre el espesor de viruta deformada y la fricción macroscópica:

- Disminuyen ambos con la velocidad de corte, debido a que el *sticking* disminuye con el aumento de la velocidad.
- Tienen una influencia sobre el otro, de modo que el espesor de viruta aumenta si lo hace la fricción macroscópica y viceversa.

Una vez visto el comportamiento del espesor de viruta con la fricción y la velocidad, podemos analizar qué ocurre si imponemos una fricción dependiente de la velocidad. Esto se muestra en el gráfico 4.13, junto con el modelo experimental y los modelos de fricción constante.

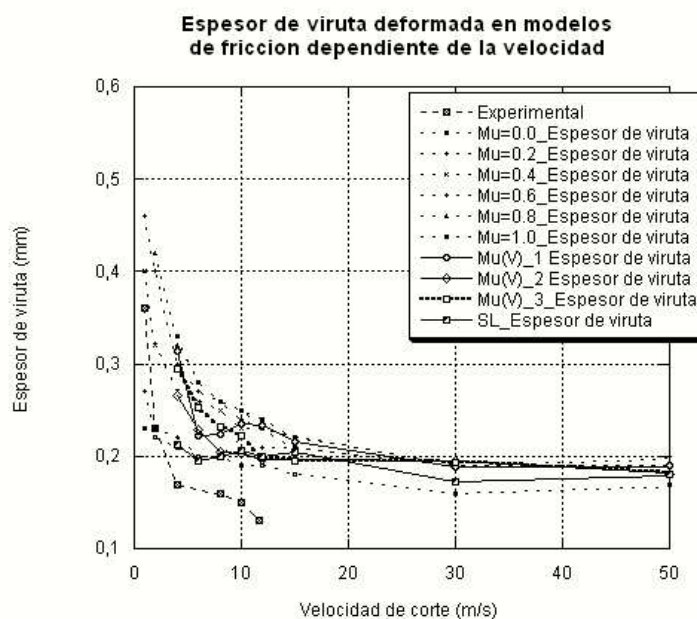


Gráfico 4.13.- Espesor de viruta deformada experimental y en modelos de fricción dependiente de la velocidad

Resultados y análisis

Podemos ver que los valores del espesor de viruta no deformada no varían mucho con los nuevos modelos de fricción dependiente de la velocidad. Sin embargo, sí podemos apreciar cómo el modelo que impone un mayor valor de fricción microscópica mantiene un espesor de viruta más elevado, a excepción del régimen de velocidades entre 6 y 8 m/s. De nuevo, la tendencia de todos los modelos es decreciente asintóticamente hacia un valor de aproximadamente 0,19 mm.

Dada la estrecha relación que une el espesor de viruta deformada con el ángulo de deslizamiento, podemos sacar conclusiones para este ángulo vinculadas a las obtenidas para el espesor de viruta deformada. Conforme aumente el espesor de viruta, disminuirá el ángulo de deslizamiento, y al aumentar la fricción impuesta aumentará. Estos dos comportamientos pueden apreciarse en el gráfico 4.14, donde se muestran los resultados experimentales y los obtenidos con los modelos de fricción dependiente de la velocidad.

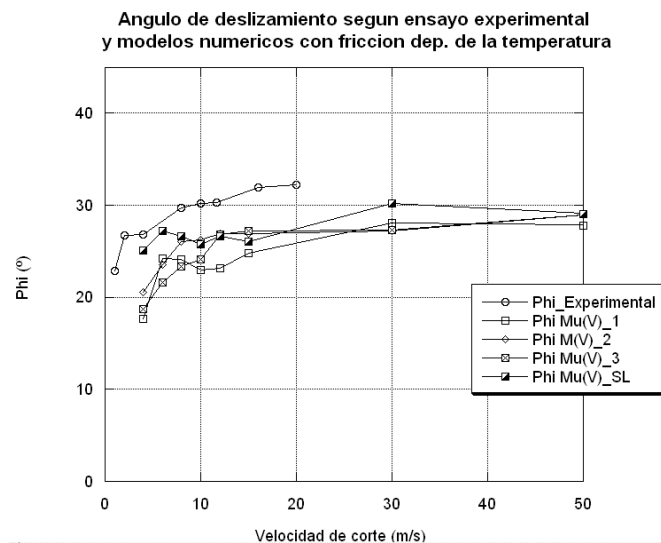


Gráfico 4.14.- Ángulo de deslizamiento (Ψ) experimental y en modelos de fricción dependiente de la velocidad

Se puede apreciar que el ángulo de deslizamiento obtenido en los modelos numéricos es menor al obtenido por medio de los ensayos experimentales (consecuencia del menor espesor de viruta). Por otro lado, vemos que conforme aumenta la velocidad de corte, este ángulo crece, tendencia que también se observa en el ensayo experimental. Por último, podemos ver cómo los modelos que imponen una mayor fricción tienen ángulos de deslizamiento mayores, dado que el espesor de viruta de estos modelos es menor.

2.4- Longitud de contacto

Durante el proceso de mecanizado, existe una región de la superficie de desprendimiento que se encuentra en contacto con la viruta que se está desprendiendo. Esta longitud recibe el nombre de longitud de contacto, y es una variable importante del mecanizado puesto que afecta a las fuerzas que se producen tanto en la dirección de avance como en la dirección de corte. También tiene influencia en el desgaste, ya que determina la región de la herramienta en la que se produce el contacto y el consecuente desgaste. Por último, determinará también en parte la cantidad de calor generado en el contacto, ya que cuanto mayor sea la longitud de contacto mayor será la región que actúa como fuente de calor.

Esta longitud se mide experimentalmente gracias al uso de láseres ópticos y por medio del análisis microscópico de la herramienta, una vez haya sido utilizada para un mecanizado experimental. En nuestro trabajo, la medición se ha realizado tal y como se muestra en la imagen 4.3.

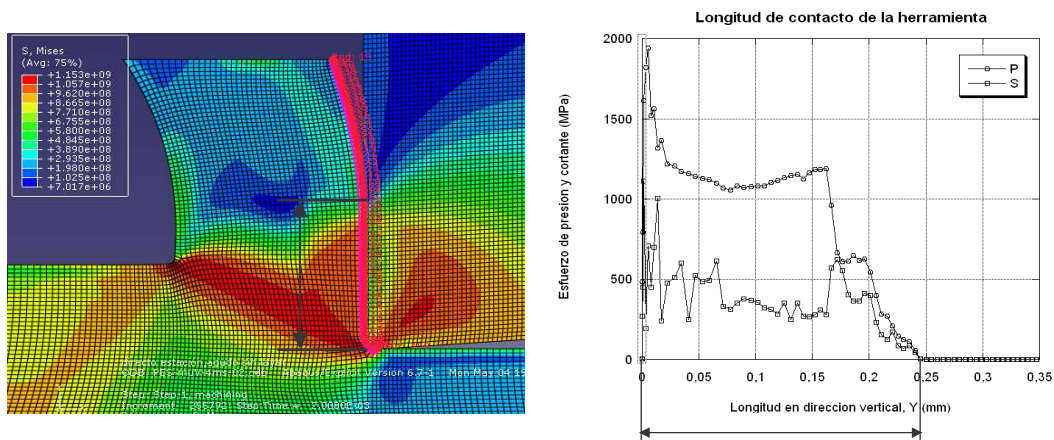


Imagen 4.3.- Extracción de resultados para la longitud de contacto

Gracias al *path* creado en el modelo numérico, es posible extraer resultados únicamente de los elementos situados en el contacto entre viruta y herramienta. Así, representando el esfuerzo de presión y el esfuerzo cortante, podemos determinar la longitud de la superficie de desprendimiento en la que se produce el contacto. Hay que señalar que se ha considerado la distancia en dirección vertical, incluyendo la distancia vertical que supone el radio de la arista de corte.

Resultados y análisis

Como ejemplo, en este caso vemos que la presión y el cortante se hacen cero conjuntamente alrededor de los 0,25 mm. Sin embargo, hay que indicar que los datos se han extraído de las tablas de datos proporcionadas por Abaqus y no observando los gráficos, para obtener una mayor precisión.

En el gráfico 4.15 se muestran los resultados que se obtuvieron previamente para modelos con fricción constante, en función de la velocidad de corte.

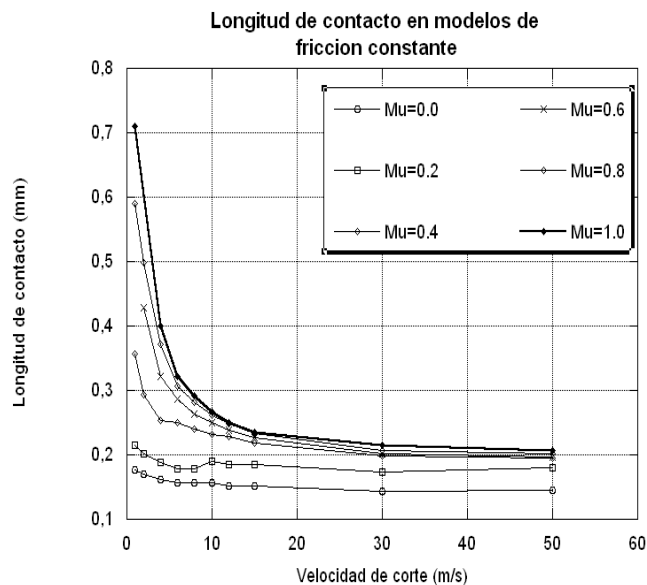


Gráfico 4.15.- Longitud de contacto para modelos de fricción constante

En el gráfico podemos apreciar dos tendencias interesantes. En primer lugar, vemos que la longitud de contacto decrece conforme aumenta la velocidad de corte. Esto se debe a que conforme aumenta la velocidad, se produce un menor estancamiento de la viruta en la superficie de desprendimiento dada la mayor energía cinética que posee el material. Además, podemos ver que existe una clara tendencia asintótica para los modelos de fricción 0,4 y superiores, hacia valores alrededor de los 0,2 mm. Esto nos permite concluir que a altas velocidades de corte, la longitud de contacto también es independiente de la fricción microscópica impuesta en la interfase si ésta supera un cierto valor.

Otra tendencia interesante es que a bajas velocidades de corte se aprecia cómo influye notablemente la fricción microscópica presente en la interfase, ya que vemos que se produce un claro descenso de la longitud de contacto conforme disminuye la

Resultados y análisis

fricción. De hecho, si analizamos los modelos de fricción 0.4 y 0.8 a 1 m/s de velocidad de corte tenemos lo siguiente:

- Fricción constante = 0.4 \rightarrow Longitud de contacto 0.35 mm.
- Fricción constante = 0.8 \rightarrow Longitud de contacto 0.6 mm.

Por lo que duplicar la fricción en el contacto implica prácticamente duplicar la longitud de contacto. Sin embargo, a alta velocidad de corte, esta diferencia prácticamente desaparece.

Una vez evaluados los modelos de fricción constante, podemos ver qué ocurre al incluir los modelos de fricción dependiente de la velocidad. Estos se muestran en el gráfico 4.16, junto con los modelos de fricción constante en línea de puntos.

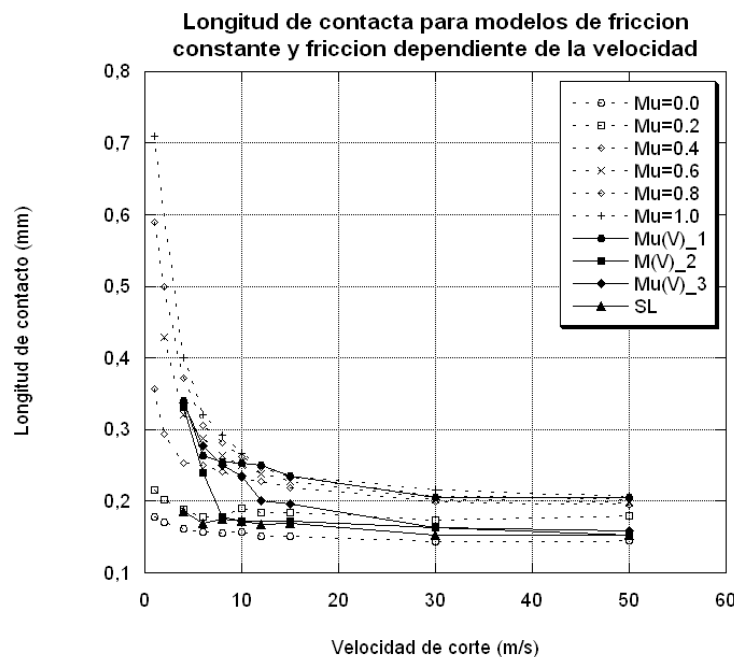


Gráfico 4.16.- Longitud de contacto para modelos de fricción constante y modelos de fricción dependiente de la velocidad.

Podemos ver que los resultados obtenidos con fricción dependiente de la velocidad tienen un comportamiento intermedio respecto de los modelos de fricción constante. Esto lo podemos ver claramente si analizamos los resultados obtenidos para los modelos Mu(V)_2 y Mu(V)_3, que tienen un desfase de 2 m/s en la curva de fricción impuesta.

Si observamos el modelo Mu(V)_2, vemos que tiene un comportamiento similar al modelo Mu_0.6 al inicio, pero a continuación pasa a solaparse con la curva de Mu_0.2. Por otro lado, vemos que el modelo que impone una mayor fricción, el Mu(V)_3, mantiene una mayor longitud de contacto a medida que aumenta la velocidad de corte. Esto ocurre hasta los 30 m/s, donde los valores de longitud de contacto se igualan (aunque puede que una representación de más puntos nos indicara que esto ocurre a una velocidad menor).

Otra conclusión interesante es ver que, a alta velocidad de corte, el modelo Mu(V)_1 mantiene una longitud de contacto de 0,21 mm, solapándose con las curvas de los modelos de fricción constante Mu_04 y superiores, mientras que los modelos de fricción dependiente de la velocidad que tienen fricción 0,1 a altas velocidades de corte (Mu(V)_2, Mu(V)_3 y SL), se solapan a partir de los 30 m/s para dar valores más intermedios entre los del modelo Mu_00 y el modelo Mu_02. Vemos por tanto que a alta velocidad también existe una influencia de la fricción microscópica sobre la longitud de contacto, aunque ésta sea mucho menor que la influencia que observamos a baja velocidad de corte.

2.5- Longitudes *sticking-sliding*

A lo largo de la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, se producen dos situaciones bien diferenciadas en relación con el movimiento relativo entre viruta y herramienta. Así, podemos hablar de una región de *sticking* (o de soldadura) y otra región de *sliding* (o de deslizamiento). En la región de *sticking*, el movimiento relativo entre viruta y herramienta es nulo, debido a las microsoldaduras que se producen entre la viruta y la herramienta por las altas presiones y temperaturas alcanzadas en esa zona durante el mecanizado. Por otro lado, en la región de *sliding*, tenemos deslizamiento relativo entre ambas superficies.

A lo largo de la historia del estudio del proceso de mecanizado, estas regiones se han modelado de maneras muy diferentes, e incluso se ha intentado aplicar la teoría fractal para determinar dónde se producen regiones *sticking* y regiones *sliding* [7]. Algunas de los modelos que se han utilizado hasta la actualidad se han mostrado en la imagen 4.4 de la página siguiente.

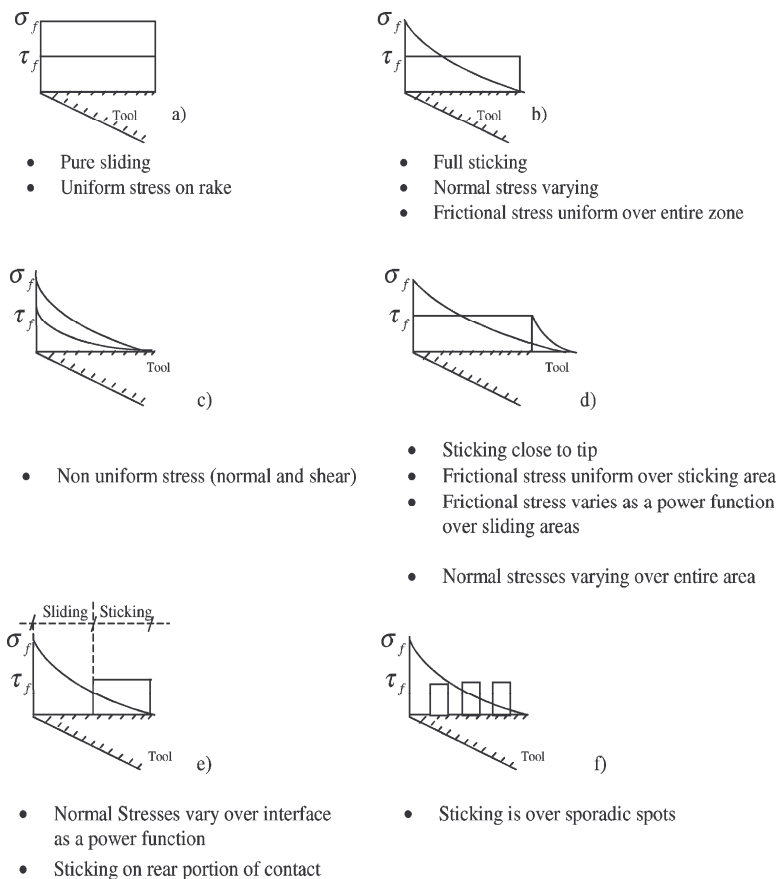


Imagen 4.4.- Modelos para el contacto viruta-herramienta durante el mecanizado [7]

Una correcta delimitación de las regiones donde se produce cada uno de los fenómenos es muy importante, ya que influirá notablemente en las fuerzas de corte obtenidas, en la generación de calor, la temperatura que alcanza la herramienta y por tanto el desgaste de la misma.

En el caso de los modelos numéricos, estas hipótesis no son necesarias, sino que el propio modelo en su ejecución es el que determinará las regiones donde se produce cada uno de los fenómenos. Como ejemplo, en la imagen 4.5 de la página siguiente podemos ver una representación de la velocidad de la viruta durante una de las simulaciones numéricas realizadas. El pequeño triángulo azul que puede observarse en la zona cercana a la punta de la herramienta es lo que se conoce como región *sticking*, mientras que el resto de la superficie de contacto se considera región *sliding*.

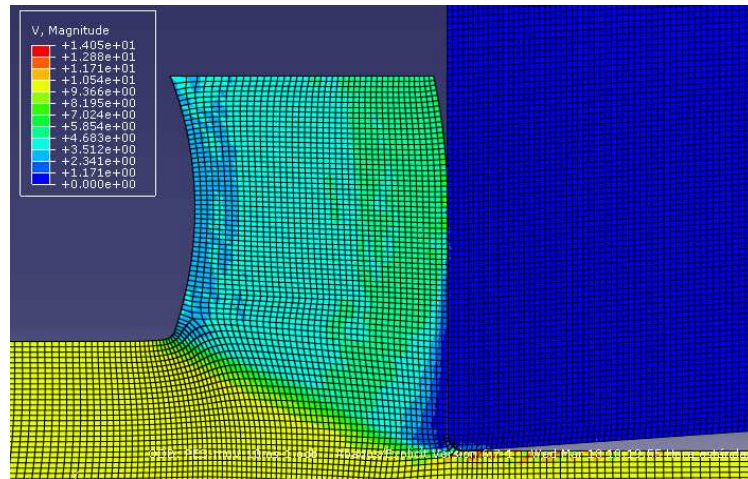


Imagen 4.5.- Velocidad de la viruta durante el proceso de mecanizado a 10 m/s.

Esta imagen nos da una idea cualitativa de dónde se encuentra el límite entre una región y otra. Sin embargo, para obtener los datos de forma más precisa, se ha optado por emplear el método ya descrito en el apartado 2.4 del capítulo 3 y mostrado en el gráfico 3.4 de ese mismo capítulo. De esta manera se han extraído los resultados que se muestran a continuación. En el siguiente gráfico (4.17) se presentan los resultados para el porcentaje de longitud de contacto que se encuentra bajo *sticking*.

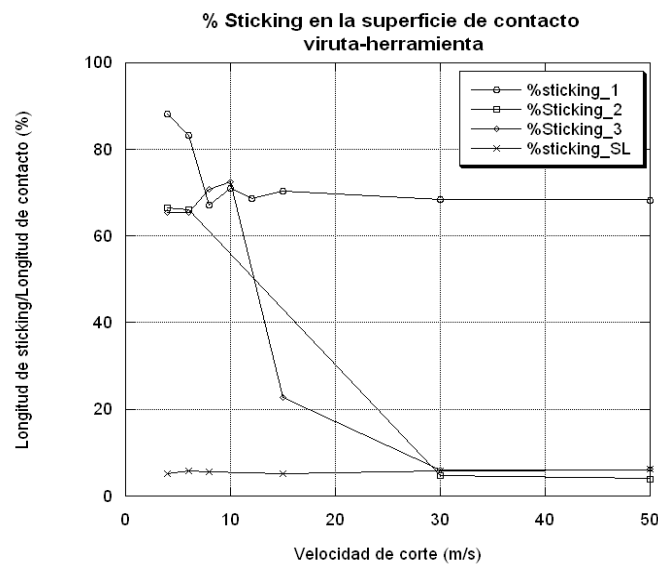


Gráfico 4.17.- Porcentaje de longitud de contacto en sticking.

En primer lugar, podemos ver que existe una gran dependencia entre la presencia de *sticking* y la fricción microscópica impuesta en la interfase. Si nos fijamos en el modelo Mu(V)_1, que es el que mayor fricción microscópica impone, vemos que la

Resultados y análisis

región de *sticking* disminuye con la velocidad, pero se mantiene en valores muy elevados (en torno al 70 %) a alta velocidad. Esto ocurre, como veíamos en apartados anteriores, porque el modelo impone una fricción tan elevada que quien gobierna el comportamiento del material es el esfuerzo cortante máximo, entrando la mayor parte de la superficie en *sticking*. Los otros tres modelos, en los que la fricción microscópica se ha visto ampliamente reducida a altas velocidades, presentan una región de *sticking* mucho más reducida y localizada en la punta de la herramienta, en torno al 6%, para altas velocidades. Esto es más cercano a los resultados experimentales, y es lo que se pretendía conseguir con los modelos de fricción impuestos a continuación del modelo $\mu(V)_1$.

Por último, si observamos el modelo *sliding*, vemos que la región de *sticking* es muy reducida a lo largo de todo el intervalo de velocidades, ya que la fricción microscópica de este modelo es baja en todo el rango de velocidades y por ello el *sticking* se reduce a las inmediaciones del filo de corte.

Conviene señalar que faltan datos para el modelo $\mu(V)_2$ debido a que no se ha conseguido obtener modelos estables en esta variable para las velocidades de transición de este modelo de fricción. Este problema se muestra para el modelo de 10 m/s en las imágenes 4.6 a 4.9.

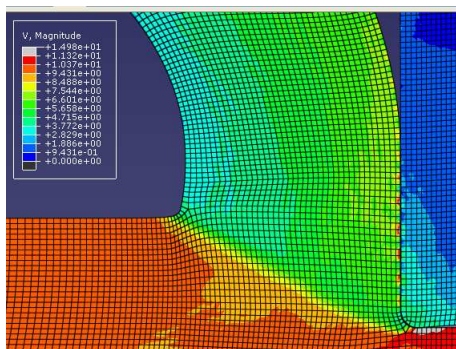


Imagen 4.6.- Campo de velocidades para modelo $\mu(V)_2$ a 10 m/s. Tiempo= $7.5 \cdot 10^{-4}$ s.

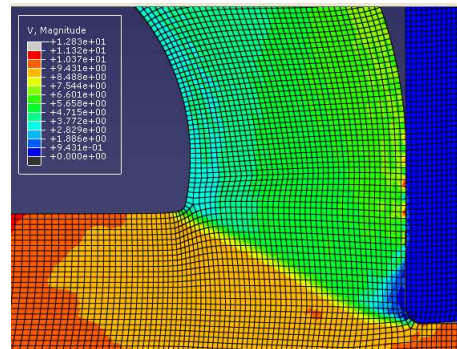


Imagen 4.7.- Campo de velocidades para modelo $\mu(V)_2$ a 10 m/s. Tiempo= $8.5 \cdot 10^{-4}$ s.

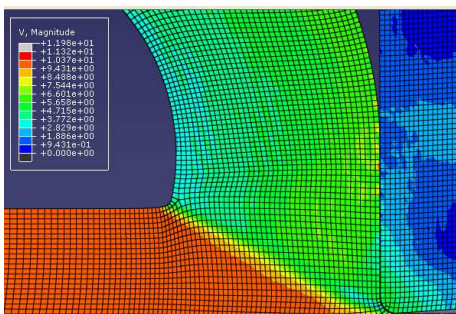


Imagen 4.8.- Campo de velocidades para modelo $\mu(V)_2$ a 10 m/s. Tiempo= $9.5 \cdot 10^{-4}$ s.

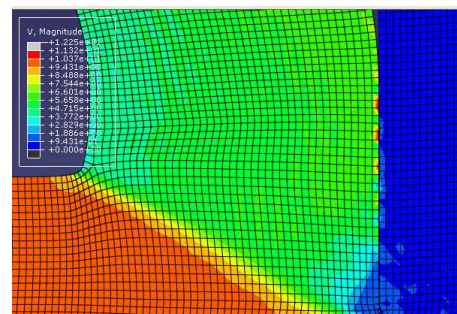


Imagen 4.9.- Campo de velocidades para modelo $\mu(V)_2$ a 10 m/s. Tiempo= $8.5 \cdot 10^{-4}$ s.

Resultados y análisis

Por último, otro comportamiento significativo que se ha podido observar en algunos de los modelos creados es el mostrado en la imagen 4.10. Podemos ver que, en algunos casos, se produce una fina capa de elementos que se encuentran “pegados” a la herramienta en situación de *sticking*. Como ya se indicó en la sección de comprobaciones, esto puede generar problemas numéricos como la localización de deformaciones, localización de tensiones, etc. Para un estudio más detallado de este fenómeno convendría realizar un mallado más fino en esta región, de modo que pudiera analizarse correctamente, y esto se recomienda para trabajos posteriores.

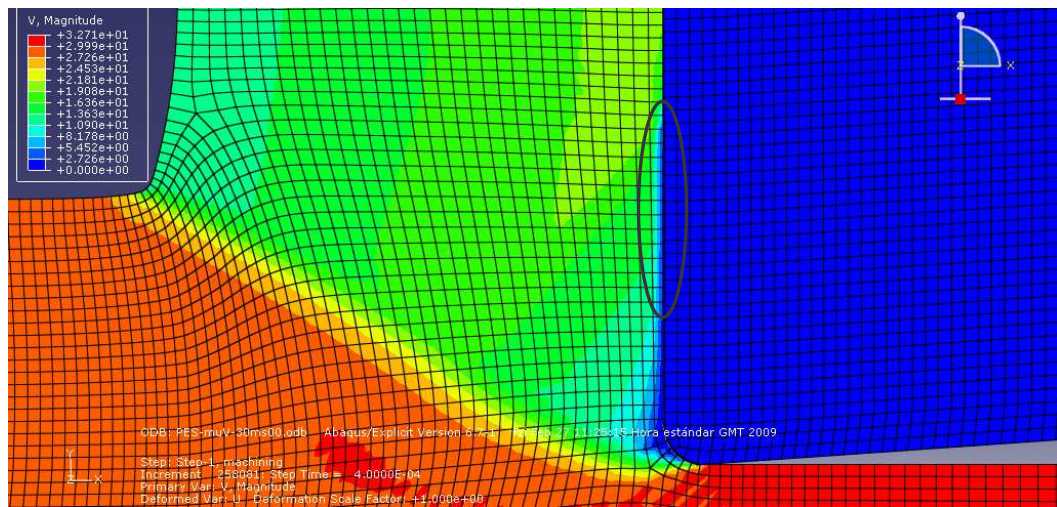


Imagen 4.10.- Extensión de la región de *sticking*.

2.6- Análisis con continuidad de temperatura

Antes de dar paso al estudio de las variables termodinámicas y a la dependencia de la fricción con la temperatura, haremos un último análisis con uno de los modelos de fricción dependiente de la velocidad. En este caso, aumentaremos la conductividad en la interfase entre la viruta y la herramienta del modelo Mu(V)_1, dado que si observamos la imagen 4.11 de la página siguiente, podemos ver que los modelos realizados hasta ahora presentan un importante salto en las temperaturas que no se corresponde con la realidad.

Sólo realizaremos las simulaciones en uno de los modelos, ya que esto nos bastará para evaluar la influencia de la continuidad de temperatura en la interfase. Se presentarán los resultados en gráficos comparando los resultados obtenidos para el modelos Mu(V)_1 sin continuidad de temperatura y con continuidad de temperatura.

Resultados y análisis

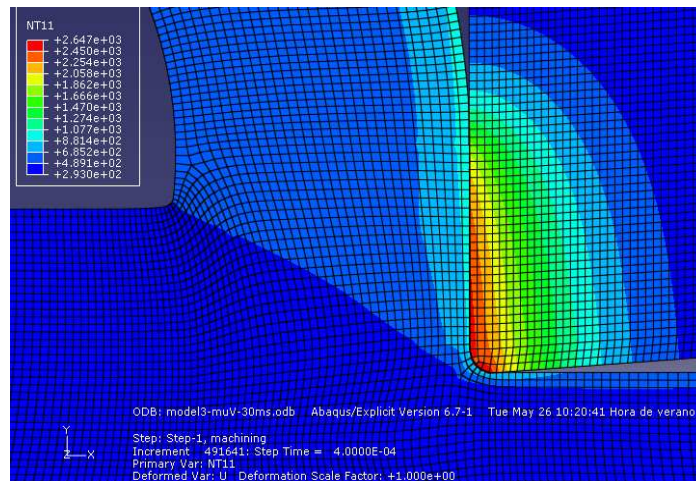


Imagen 4.11.- Salto de temperaturas entre la viruta y la herramienta en la interfase.

En primer lugar, analicemos cómo cambia el campo de temperaturas para dos de las velocidades bajo estudio. Esto se muestra en las siguientes imágenes, donde se puede apreciar claramente el efecto de la continuidad de temperatura.

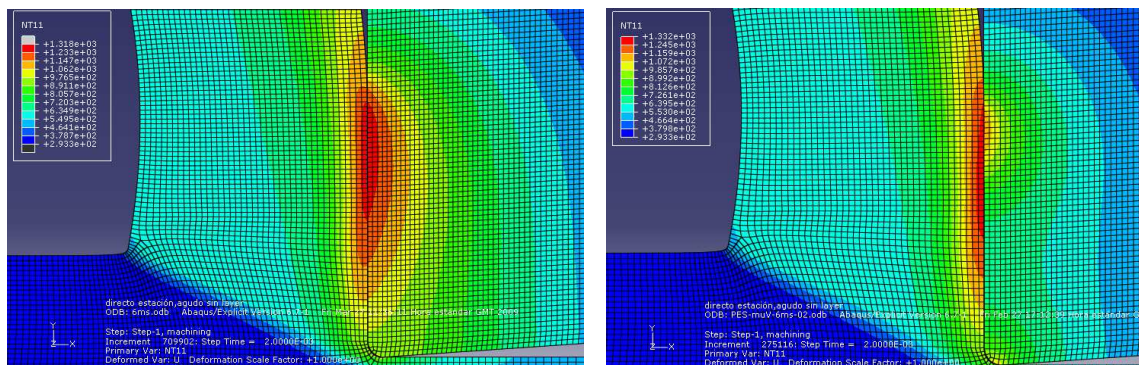


Imagen 4.12.- Campo de temperatura con continuidad de temperatura (izda) y sin continuidad (dcha). Velocidad de corte de 6 m/s.

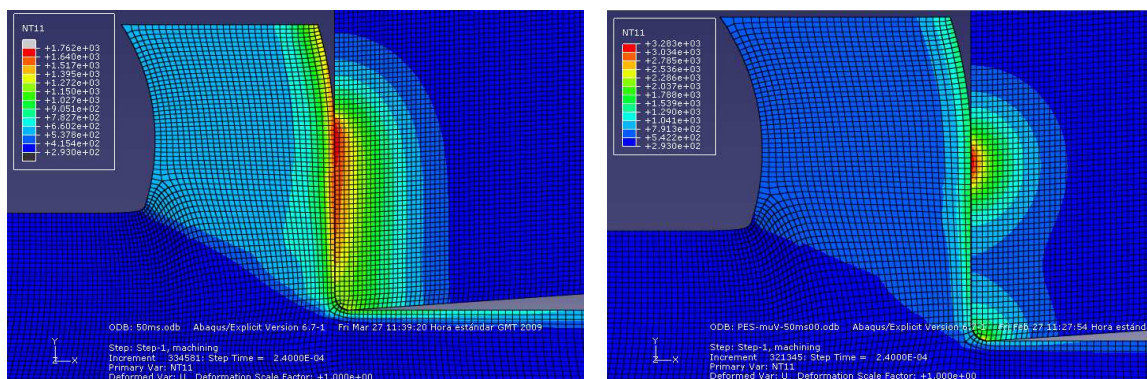


Imagen 4.13.- Campo de temperatura con continuidad de temperatura (izda) y sin continuidad (dcha). Velocidad de corte de 50 m/s.

Resultados y análisis

Se observa que dejan de aparecer dos focos de calor diferenciados, con una mayor distribución del calor en la zona de contacto. Esto se debe a que el calor generado en la superficie tiene una mayor facilidad para fluir a través de la interfase sin necesidad de concentrarse en un punto.

Por otro lado, vemos cómo el campo de temperaturas alcanzado en los casos nuevos tiene una mayor similitud con el campo de temperaturas genérico mostrado anteriormente en la imagen 2.6. Podemos ver que existe continuidad de temperatura en la interfase y que la distribución de la temperatura presenta un mayor abombamiento, siendo el campo de temperatura de la viruta más plano.

Una vez comprobado que los nuevos modelos son cualitativamente válidos, podemos evaluar las fuerzas de corte que se obtienen con el cambio realizado, comparándolas con las obtenidas en el caso sin continuidad de temperatura.

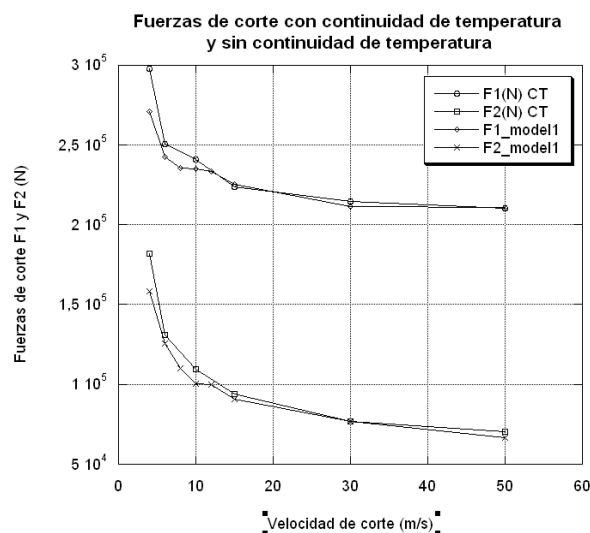


Gráfico 4.18.- Fuerzas de corte con continuidad de temperatura y sin continuidad de temperatura.

Podemos ver que el efecto de incluir la continuidad de temperatura en las fuerzas es prácticamente despreciable. La única excepción es el caso de la baja velocidad, donde se aprecia una mayor diferencia en el valor de las mismas. A alta velocidad, a partir de los 15 m/s, ambos casos se solapan con valores de las fuerzas de corte prácticamente idénticos.

Resultados y análisis

Si representamos ahora los valores de la fricción macroscópica obtenida con los nuevos modelos, obtenemos el gráfico 4.19.

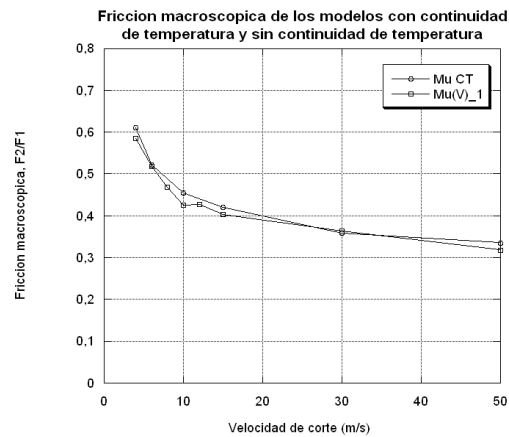


Gráfico 4.19.- Fricción macroscópica con continuidad de temperatura y sin continuidad de temperatura.

Podemos apreciar de nuevo que la diferencia es muy poco significativa, con un ligero aumento de la fricción macroscópica a baja velocidad de corte. Este aumento se debe a que la temperatura de la viruta en la zona secundaria de corte es algo menor cuando hay continuidad de temperatura, dado que la difusión del calor se realiza a través de una superficie mayor y con mayor facilidad. Por ello aumenta el límite elástico según la ley de Johnson Cook, y por tanto la fuerza de avance necesaria para el desprendimiento de la viruta en la superficie secundaria. A pesar de esto, este aumento de la fricción no es significativo pues supone menos de un 7 % de la misma en todos los casos.

En relación con el espesor de la viruta deformada, podemos ver en el gráfico 4.20 que el efecto vuelve a notarse ligeramente a baja velocidad de corte, con un pequeño aumento del espesor de viruta.

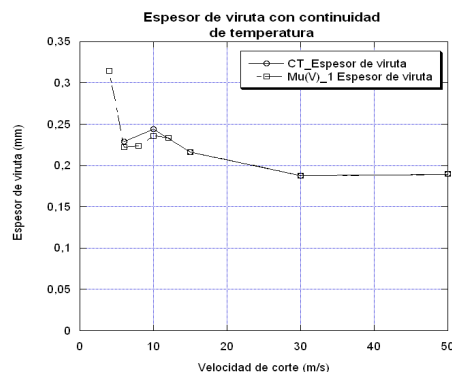


Gráfico 4.20.- Espesor de viruta con continuidad de temperatura.

Resultados y análisis

Analicemos ahora el efecto de la continuidad de temperatura en las longitudes de contacto y en las regiones de deslizamiento y soldadura. En primer lugar, vemos en el gráfico 4.21 que las longitudes de contacto se mantienen prácticamente inalterables.

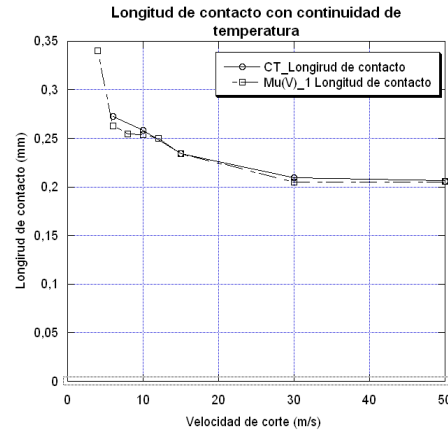


Gráfico 4.21.- Longitud de contacto con continuidad de temperatura.

Por otro lado, vemos en el gráfico 4.22 que la longitud de soldadura se mantiene ligeramente por encima para el caso con continuidad de temperatura. Esta diferencia es especialmente notable en el caso de velocidad de corte de 30 m/s, para el cual se ha hecho un gráfico que representa la velocidad de la viruta en la interfase.

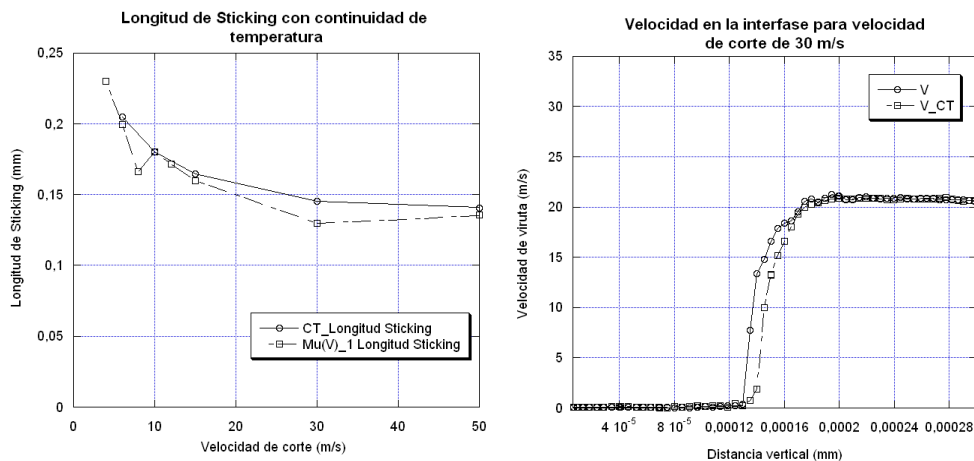


Gráfico 4.22.- Longitud de contacto con continuidad de temperatura (izda) y velocidades en la interfase para velocidad de corte de 30 m/s (dcha).

Podemos apreciar así más claramente que el material comienza a deslizarse sobre la viruta más tarde para el caso con continuidad de temperatura. Para finalizar con este apartado, conviene evaluar la influencia de la continuidad de temperatura en las temperaturas alcanzadas por la viruta y la herramienta. De las imágenes 4.12 y 4.13 mostradas anteriormente, podemos sacar algunas conclusiones interesantes.

Resultados y análisis

En primer lugar, vemos que la temperatura de la herramienta se ve poco afectada por la continuidad de temperatura a bajas velocidades. Sin embargo, a altas velocidades se tiene una gran diferencia de temperatura de la herramienta entre un caso y otro, ya que el caso sin continuidad de temperatura concentra el flujo de calor en un foco que se calienta excesivamente.

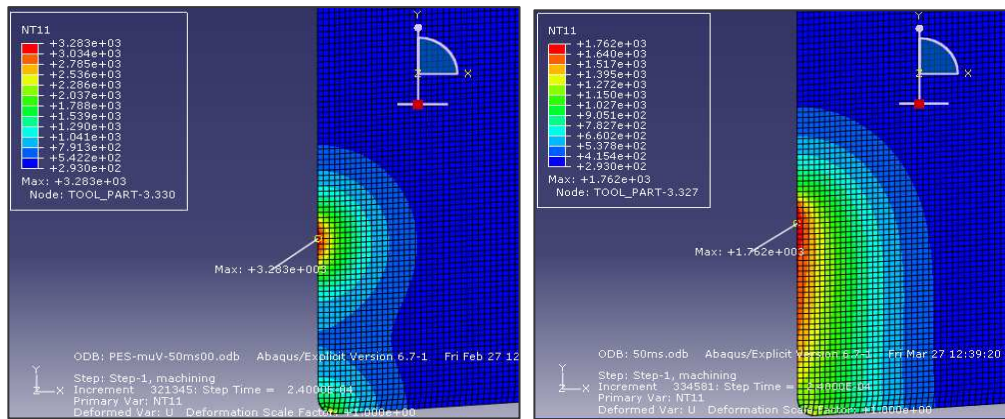


Imagen 4.14.- Campo de temperaturas de la herramienta sin continuidad de temperatura (izda) y con continuidad de temperatura (dcha) en alta velocidad (50 m/s)

Esto se observa en la imagen anterior (imagen 4.14), donde se muestran los campos de temperatura para las herramientas con velocidad de corte de 50 m/s.

En relación con la viruta, sin embargo, vemos que el efecto es despreciable, obteniéndose campos de temperatura prácticamente idénticos en un caso y en otro. Esto podemos apreciarlo en la imagen 4.15, y explica el poco efecto que ha tenido la continuidad de la temperatura en los resultados obtenidos para las fuerzas de corte, coeficientes de fricción global y longitudes de contacto.

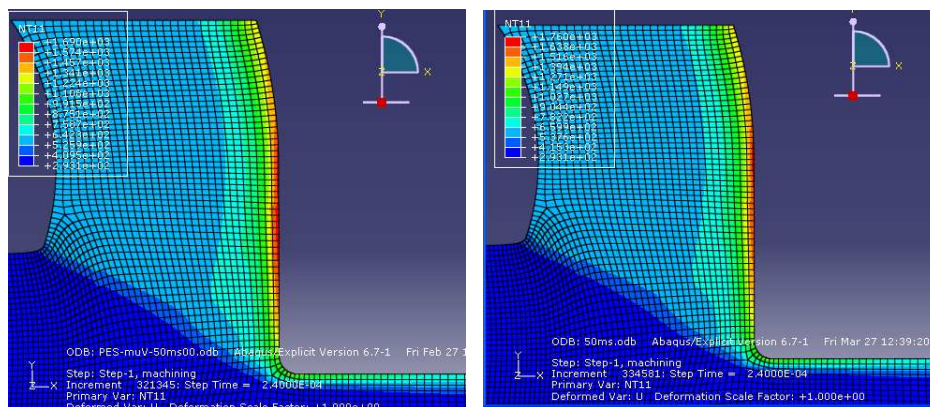


Imagen 4.15.- Campo de temperaturas de la herramienta sin continuidad de temperatura (izda) y con continuidad de temperatura (dcha) en alta velocidad (50 m/s)

3.- FRICCIÓN DEPENDIENTE DE LA TEMPERATURA

Una vez evaluados los resultados obtenidos por medio de los modelos de fricción dependiente de la velocidad, en esta sección se presentan los resultados obtenidos con los modelos de fricción dependiente de la temperatura. En este caso se seguirá un esquema similar al empleado en los modelos de fricción dependiente de la velocidad, aunque se hará especial hincapié en resultados termodinámicos, ya que en estos casos se ha esperado a la estabilización de las variables termodinámicas. Además, el uso de una herramienta de grandes dimensiones hace estos resultados más fiables, al modelar de forma más precisa el fenómeno real.

3.1- Fuerzas de corte

En el comienzo de la simulación, las fuerzas de corte presentan una tendencia decreciente a lo largo del tiempo, tal y como se observa en el gráfico 4.23. Esta tendencia se debe a que la fricción decrece con la temperatura. Conforme aumenta el tiempo, la temperatura aumenta en la superficie de contacto, disminuyendo la fricción y con ello el ancho de viruta, lo que se traduce en un descenso de las fuerzas de corte.

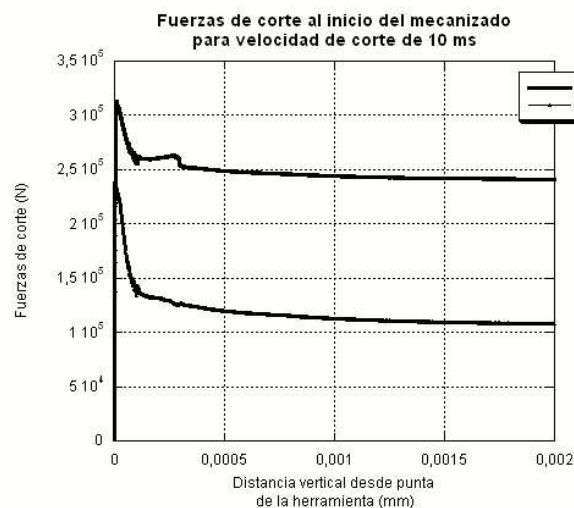


Gráfico 4.23.- Disminución de las fuerzas de corte al inicio del mecanizado.

Por otro lado, vemos que a continuación las fuerzas se estabilizan, y luego comienzan a crecer de nuevo (gráfico 4.24). Esto puede observarse en todos los modelos y se produce por la presencia de dos fenómenos que tienen efectos contrarios:

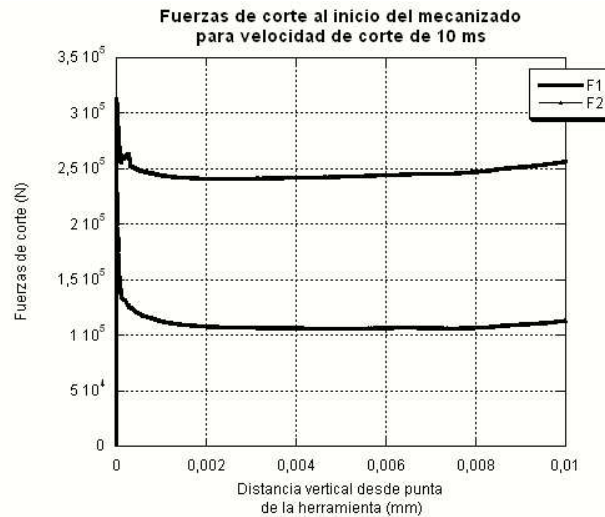


Gráfico 4.24.- Aumento de las fuerzas de corte a través del tiempo.

- La fricción microscópica disminuye por el aumento de la temperatura. Esto genera una disminución de la región donde se produce *sticking* y la consecuente disminución del espesor de viruta y las fuerzas de corte (imágenes 4.16.a y b).
- El esfuerzo cortante máximo del material (τ_{\max}) disminuye con el aumento de temperatura. Llegado un punto (indicado en el gráfico), el flujo de calor se invierte, pasando a absorber una mayor cantidad de calor la viruta que la herramienta (gráfico 4.25). La disminución del esfuerzo cortante máximo del material debida a este fenómeno hace que aumente la región de *sticking* (imágenes 4.16 c y d) y con ello las fuerzas de corte.

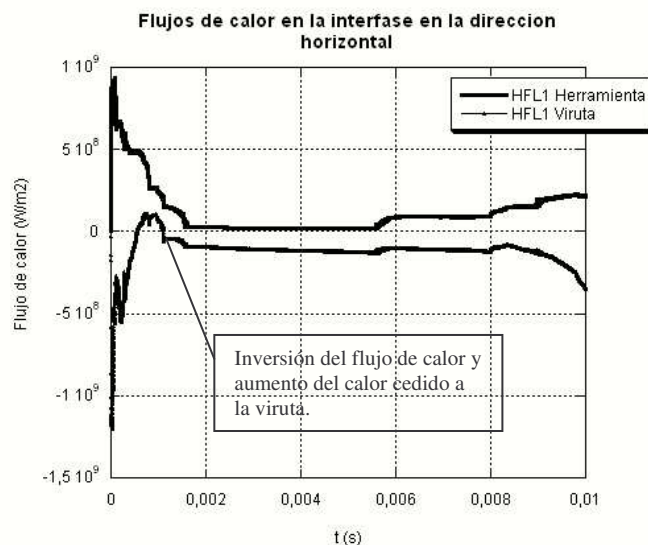


Gráfico 4.25.- Flujos de calor en la interfase viruta-herramienta para velocidad de corte de 10 m/s

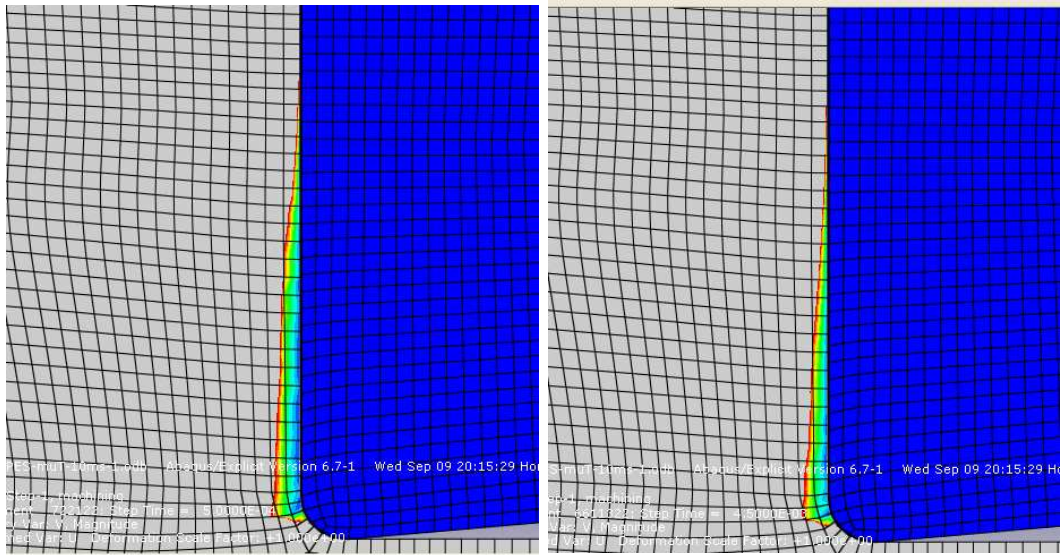


Imagen 4.16 a y b.- Disminución de la región de sticking entre $t=5 \times 10^{-4}$ s. (izda) y $t=4.5 \times 10^{-3}$ s. (dcha). En la imagen se representa la región que tiene velocidades entre 0 y 0.5 m/s.

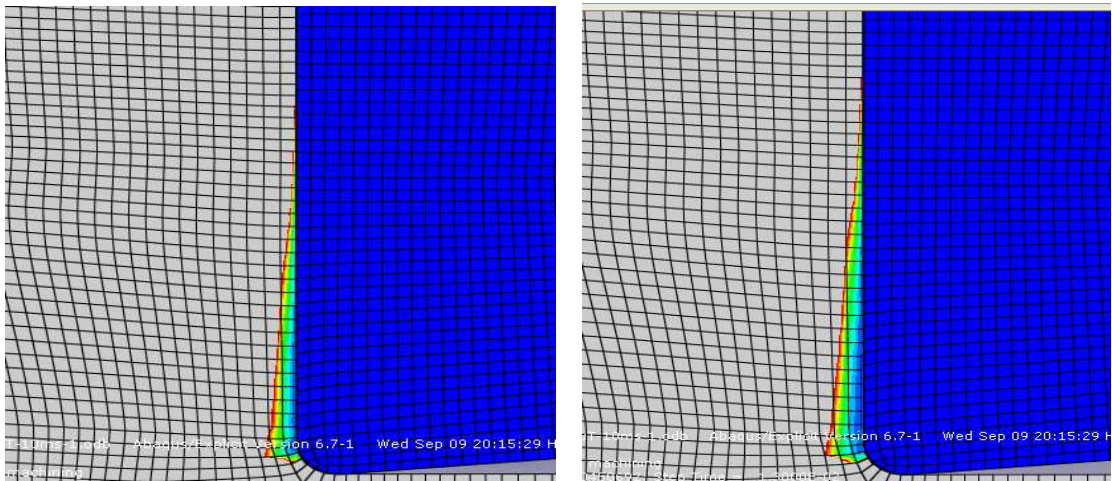


Imagen 4.16 c y d.- Aumento de la región de sticking entre $t=5 \times 10^{-4}$ s. (izda) y $t=1 \times 10^{-2}$ s. (dcha). En la imagen se representa la región que tiene velocidades entre 0 y 0.5 m/s.

Por tanto, vemos que la disminución de la fricción microscópica predomina en el comienzo del proceso, disminuyendo así las fuerzas de corte. Pero conforme aumenta el tiempo, se impone la disminución del cortante máximo del material en la superficie secundaria de corte, aumentando con esto el espesor de viruta y las fuerzas de corte.

El otro aspecto a tratar es la evolución de las fuerzas con la velocidad de corte, comparándolo con los resultados obtenidos para los modelos de fricción dependiente de la velocidad. En el siguiente gráfico se muestran estos resultados.

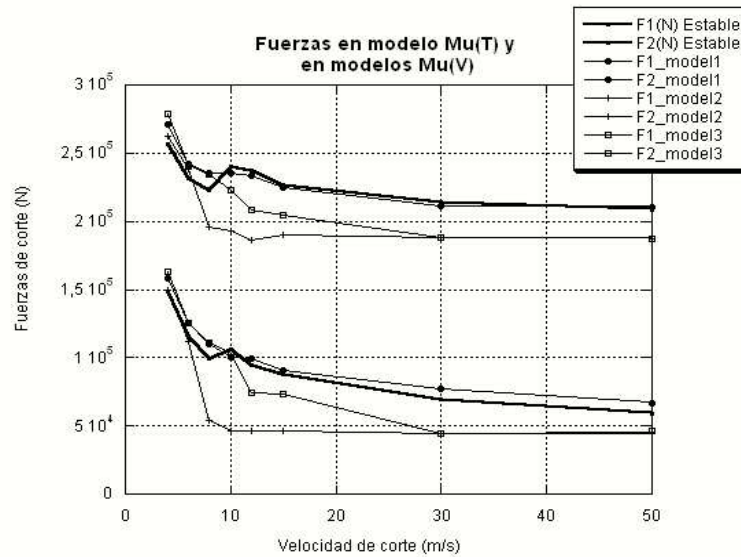


Gráfico 4.26.- Fuerzas en función de la velocidad de corte para modelos $\mu(V)$ y modelos $\mu(T)$.

Podemos ver que de nuevo las fuerzas son decrecientes con la velocidad de corte. Este comportamiento se mantiene a pesar de que en este caso la fricción no decrece con la velocidad. Esto ocurre porque al aumentar la velocidad de corte la velocidad de deformación del material es mayor, aumentando así la temperatura en la interfase (gráfico 4.27), y disminuyendo la fricción microscópica impuesta.

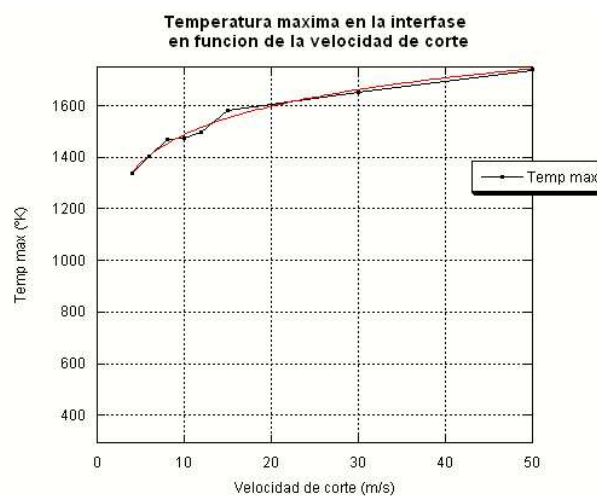


Gráfico 4.27.- Temperaturas máximas en la interfase en función de la velocidad de corte.

En el gráfico anterior podemos ver que la temperatura máxima en la interfase crece logarítmicamente con la velocidad. Esta temperatura máxima se produce en la zona donde existe deslizamiento, tal y como se puede apreciar en el gráfico 4.28, y se debe al calor generado por la fricción de la viruta sobre la herramienta.

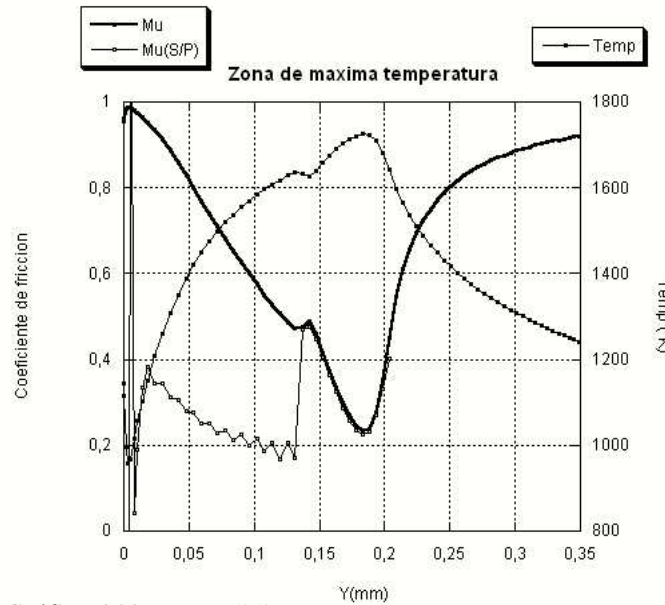


Gráfico 4.28.- Zona sliding coincidente con temperatura máxima de la interfase

Es en esta región de deslizamiento donde se hace efectiva la fricción microscópica impuesta, ya que en el resto de la superficie de contacto, donde se produce *sticking*, quien gobierna es el esfuerzo cortante máximo que resiste el material. Por tanto, es evidente que conforme aumente la velocidad, disminuirá la fricción microscópica del material debido a la mayor temperatura que se alcanza en la zona de deslizamiento, y con ello las fuerzas de corte que se obtienen.

Volviendo al gráfico de las fuerzas de corte (gráfico 4.26), vemos las fuerzas de corte obtenidas con el modelo de fricción de temperatura presentan una mayor similitud con las del modelo de fricción 1. Esto se debe a que este modelo es el que impone valores de fricción microscópica mayores, más parecidos a la fricción impuesta en el modelo dependiente de la temperatura. Los otros modelos de fricción imponen una fricción menor desde el inicio, partiendo de 0,8, y con un descenso más brusco de la fricción al aumentar la velocidad, lo cual hace que los resultados se alejen considerablemente.

Como conclusión, podemos decir que las fuerzas de corte disminuyen considerablemente con la velocidad de corte. Esto ocurría con los modelos de fricción dependiente de la velocidad, y ocurre igualmente con el modelo de fricción dependiente de la temperatura implementado. Además, esta tendencia se corresponde con la de los modelos experimentales realizados para el mismo material, tal y como se mostró en el gráfico 4.1.

3.2.- Coeficiente de fricción global

El coeficiente de fricción global se muestra en el gráfico 4.29 (página siguiente). Podemos ver que presenta las mismas tendencias que observábamos con los modelos de fricción dependiente de la velocidad: conforme aumenta la velocidad de corte, podemos observar cómo se produce un descenso gradual del coeficiente de fricción global.

A bajas velocidades de corte, los coeficientes de fricción global obtenidos conforme aumenta la velocidad son muy parecidos a los obtenidos con los modelos de fricción dependiente de la temperatura. Esto es así porque las fricciones microscópicas impuestas son muy similares a estas velocidades. Sin embargo, conforme aumenta la velocidad, vemos que la fricción global obtenida se encuentra en un punto intermedio.

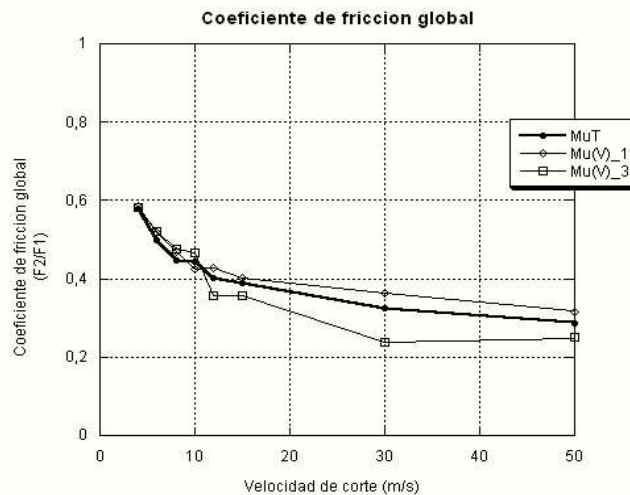


Gráfico 4.29.- Coeficiente de fricción global de los modelos de fricción dependiente de la temperatura y dependiente de la velocidad.

Esto se debe a que los valores de fricción microscópica impuestos por estos modelos a dichas velocidades de corte comienzan a distanciarse del modelo de fricción dependiente de la temperatura. Podemos ver esto si analizamos la fricción global a la velocidad de corte de 30 m/s, teniendo en cuenta los coeficientes de fricción global obtenidos de los modelos de fricción constante (gráfico 4.8) y los modelos de fricción impuestos. El análisis se muestra en el gráfico 4.30, y se explica a continuación.

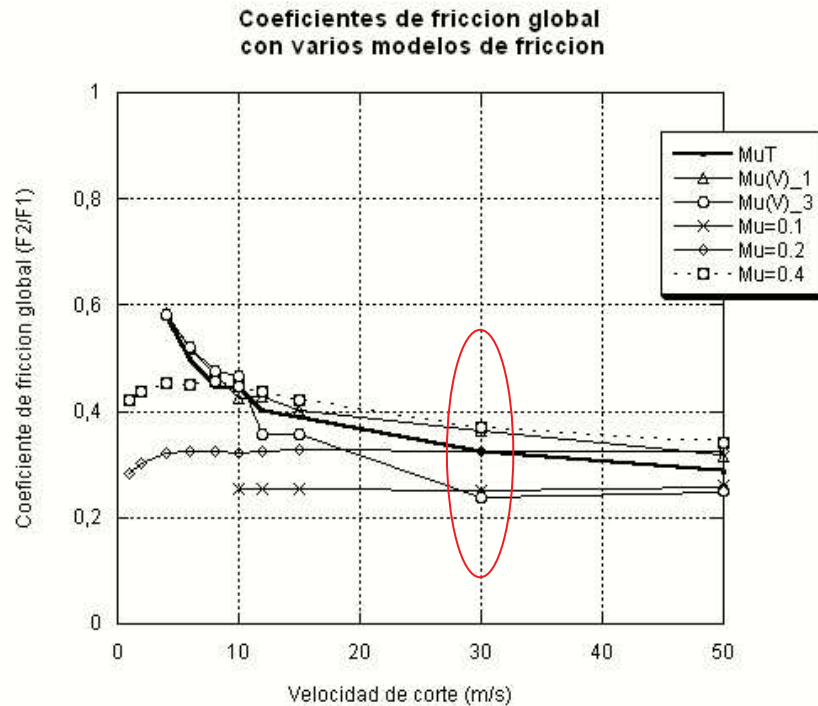


Gráfico 4.30.- Coeficiente de fricción global en función de la velocidad para varios modelos de fricción: constante, dependiente de la temperatura y dependientes de la velocidad.

Las temperaturas alcanzadas en la región de deslizamiento a 30 m/s, según el gráfico 4.28, son de 1656 °K. A esta temperatura, la fricción microscópica impuesta por el modelo de fricción es, según el gráfico 3.9, de 0.41. Por lo tanto, la fricción macroscópica obtenida debe coincidir aproximadamente (ya que no en toda la región de deslizamiento se alcanza la misma temperatura) con la fricción global obtenida para el modelo de fricción constante 0.4. Esto podemos verlo en el gráfico de la página anterior, donde los dos puntos se solapan.

Por otro lado, la velocidad de deslizamiento sobre la superficie de desprendimiento en la zona *sliding* es de aproximadamente 15 m/s con velocidad de corte de 30 m/s. Por tanto, las fricciones globales obtenidas en los modelos de fricción dependiente de la velocidad deben ser, según los modelos de fricción impuestos y siguiendo el mismo proceso empleado en el apartado 2.2 de este capítulo:

- $\text{Mu(V)}_1 \rightarrow$ Fricción impuesta a 15 m/s: 0.52 \rightarrow Fricción global = 0.36
- $\text{Mu(V)}_3 \rightarrow$ Fricción impuesta a 15 m/s: 0.1 \rightarrow Fricción global = 0.25

En el gráfico 4.30 quedan señalados estos puntos, y vemos cómo se cumple la igualdad de los valores de fricción global. Por tanto, vemos que la fricción microscópica

Resultados y análisis

impuesta en los modelos tiene una gran influencia en los valores de fricción global obtenidos, y que cuanto mayor sea su valor a una determinada velocidad o temperatura mayor será la fricción global obtenida.

A la vista de los resultados obtenidos podemos concluir que el modelo de fricción dependiente de la temperatura es válido, y que puede ser empleado en análisis posteriores como parte de modelos de fricción que tengan en cuenta conjuntamente la dependencia de la fricción microscópica con la velocidad y la dependencia con la temperatura. Además, conviene probar este modelo con valores de fricción inicial menores de 1, ya que el modelo utilizado aquí se acerca mucho a la región de saturación de la fricción.

3.3.- Máxima temperatura en la interfase

La máxima temperatura en la interfase se alcanza, como ya hemos visto en el apartado correspondiente a las fuerzas de corte, en la zona donde se produce el *sliding*. Esto es así debido a que en esta región se produce una gran cantidad de calor por la fricción de las dos superficies en contacto, en contraste con el resto de la superficie de contacto donde únicamente se produce calor por la deformación del material. En el apartado 3.1 ya introducíamos este concepto por medio del gráfico 4.28, y en la imagen 4.17 podemos ver un ejemplo de los campos de temperatura obtenidos con los modelos de fricción dependiente de la temperatura. Se observa cómo se concentra el foco de calor en la zona del contacto donde hay deslizamiento entre las dos superficies.

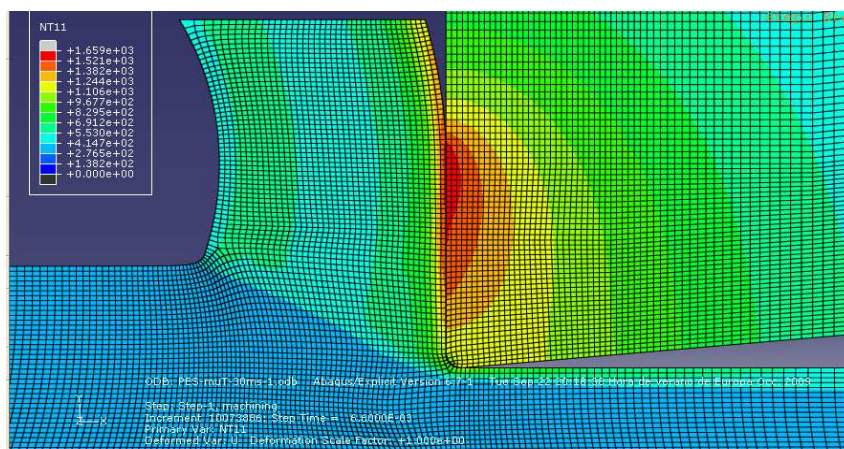


Imagen 4.17.- Campo de temperaturas del modelo de fricción dependiente de la velocidad. Velocidad de corte 30 m/s.

Resultados y análisis

En el gráfico 4.31 podemos observar más claramente cuál es la distribución de temperaturas en la interfase. Se observa un calentamiento progresivo desde la arista de corte hasta la zona donde se produce *sliding*, con un máximo en esta zona y un decrecimiento progresivo de la temperatura en la zona donde se produce la separación de la viruta. Este calentamiento se debe fundamentalmente a la propagación del calor generado por fricción en la zona de deslizamiento.

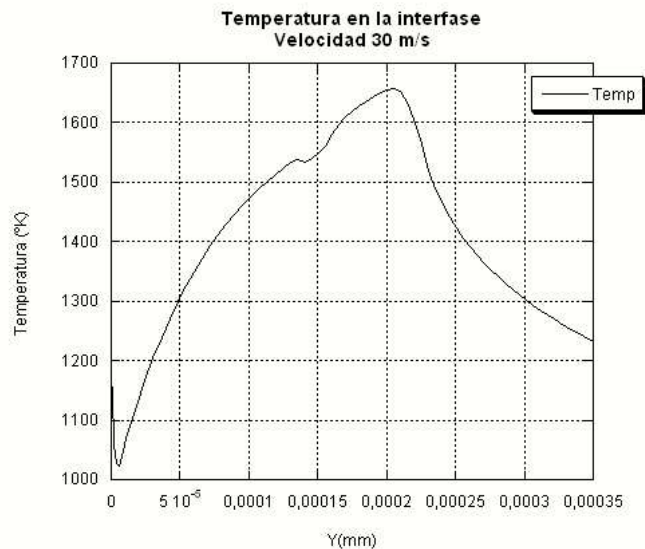


Gráfico 4.31.- Campo de temperaturas del modelo de fricción dependiente de la velocidad. Velocidad de corte 30 m/s.

Para analizar cuál es la influencia de la fricción en este calentamiento, podemos comparar los resultados obtenidos mediante este modelo con los resultados obtenidos en un modelo de fricción baja (modelo Mu(V)_SL) a la misma velocidad de corte y en el mismo instante de tiempo. En las imágenes 4.18 a y b podemos ver los resultados obtenidos con el modelo de fricción dependiente de la temperatura y el modelo de baja fricción.

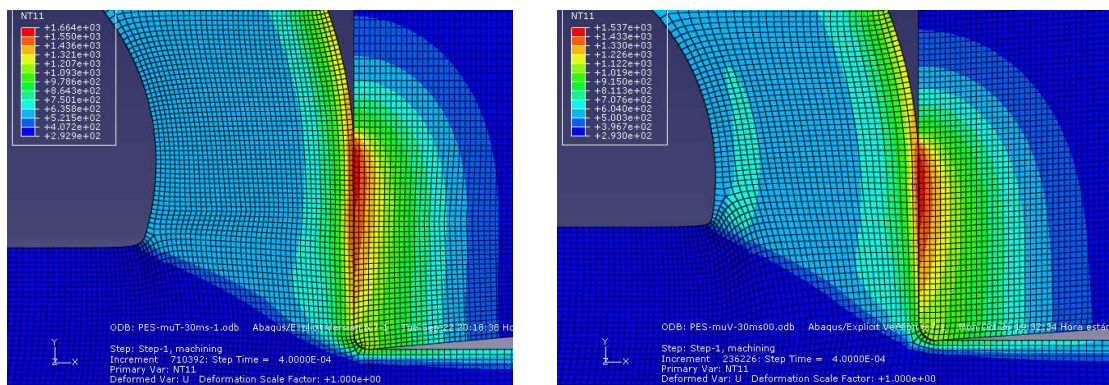


Imagen 4.18.- a) Campo de temperaturas con fricción dependiente de la temperatura
b) Campo de temperaturas con baja fricción.

Podemos ver que el campo de temperaturas obtenido es muy similar en la forma. Esto se debe a que en ambos casos hay continuidad de temperatura y fricción, generándose una concentración de calor en la zona donde se produce el deslizamiento. Sin embargo, la fricción en el segundo caso es inferior, lo que se traduce en una diferencia de la temperatura máxima alcanzada de aproximadamente 130 °C.

Si tenemos en cuenta el modelo de fricción microscópica dependiente de la temperatura que se impone en el primer caso (gráfico 3.9), la fricción microscópica a 1660 °K tiene un valor aproximado de 0.4. Por otro lado, para una velocidad de deslizamiento aproximada de 15 m/s, el modelo $\mu(V)_{SL}$ impone una fricción de 0.1.

Por tanto, vemos cómo un incremento de la fricción desde un valor de 0.1 a 0.4 se corresponde con un incremento de la temperatura de 130 °C. Si observamos el gráfico de temperaturas máximas alcanzadas para los modelos de fricción dependiente de la temperatura, esta diferencia de temperaturas es similar a la que se produce entre las velocidades de corte de 15 m/s y 30 m/s. Esto ratifica la gran influencia que tiene la fricción de la interfase en las temperaturas máximas alcanzadas.

3.4.- Flujo de calor viruta-herramienta

La relación de flujos de calor es un parámetro muy importante en el mecanizado. El calor generado durante el corte, debido a la fricción y a la alta deformación a la que somete al material, se traduce en un considerable aumento de la temperatura. Este calentamiento resulta muy negativo, ya que por un lado afecta a la herramienta y por otro lado a la pieza mecanizada. El calentamiento de la herramienta aumenta el desgaste de ésta por varias razones:

- Disminuye las propiedades mecánicas de la herramienta.
- Aumenta la difusión atómica entre el par viruta-herramienta.
- Incrementa la formación de microsoldaduras.

Por otro lado, el efecto del calentamiento de la pieza mecanizada es negativo porque disminuye la calidad dimensional de la pieza, al producirse un cambio dimensional durante el calentamiento y el enfriamiento de la misma.

Resultados y análisis

Hoy en día, para solucionar el problema del calentamiento de ambas partes, se opta por el uso de lubricantes que, aplicados sobre la zona de corte, son capaces de disminuir la fricción en la interfase y de absorber una gran cantidad de calor, evitando así el calentamiento excesivo de la herramienta y la pieza mecanizada. Sin embargo, poder reducir el uso de estos lubricantes sería muy beneficioso para el proceso de mecanizado por las siguientes razones:

- Reduciría el coste del mecanizado al reducir el uso de un producto, su suministro y los procesos de reutilización y reciclaje.
- Haría el mecanizado más limpio desde el punto de vista ecológico, ya que estos lubricantes son altamente contaminantes.

En el mecanizado de alta velocidad, la temperatura alcanzada en la interfase es mayor que en el mecanizado convencional. Sin embargo, se comprueba que el uso de lubricante necesario en este caso es mínimo (MQL, Minimum Quantity Lubricant). La razón fundamental de esto ya se indicaba en la introducción, y es que el mecanizado de alta velocidad conlleva una disminución progresiva del calor evacuado por la pieza y la herramienta, aumentando el calor evacuado por la viruta. Así, el calor que debe evacuar el lubricante es mucho menor, y por tanto también lo es la cantidad de lubricante.

En el gráfico 4.32, extraído de [6], podemos apreciar claramente este comportamiento.

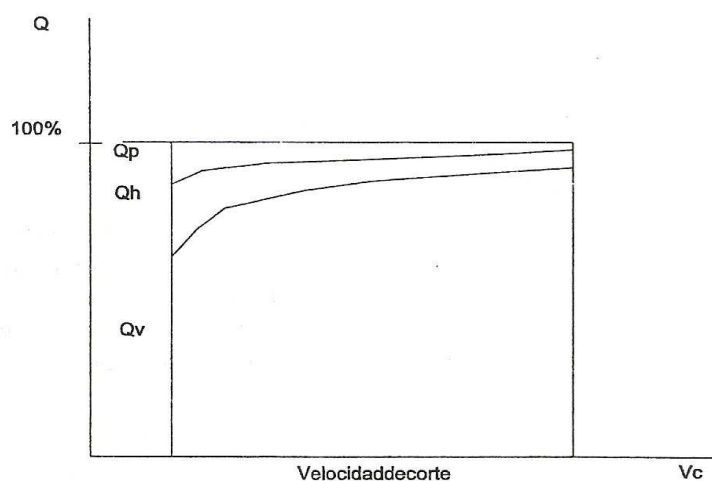


Fig. 6.4. Reparto de calor en función de la velocidad de corte.

Gráfico 4.32.- Porcentaje de flujos de calor de la viruta, la herramienta y la pieza [6].

Resultados y análisis

El objetivo de este apartado es, a través de los modelos de fricción dependiente de la temperatura, obtener resultados de la relación de flujos de calor y corroborar este comportamiento en los modelos numéricos desarrollados.

A través de los modelos numéricos creados, podemos estudiar los flujos de calor que atraviesan la interfase viruta herramienta. Por tanto, no estudiaremos el flujo de calor evacuado por la pieza, que si observamos el gráfico anterior vemos que es el que evacua una menor cantidad calor.

Los resultados se han extraído de la superficie de contacto por medio de la creación de dos *path* definidos en Abaqus: uno compuesto por elementos de la viruta y otro por elementos de la herramienta. Para estos conjuntos de elementos se ha extraído el valor de la variable HFLA, que representa la cantidad de calor que atraviesa el elemento por unidad de superficie en W/m^2 , según las unidades empleadas en el modelo. A lo largo de la interfase, por tanto, tenemos la cantidad de calor que atraviesa una superficie y otra. Un ejemplo de esta representación se muestra en el gráfico 4.33, para la velocidad de corte de 30 m/s.

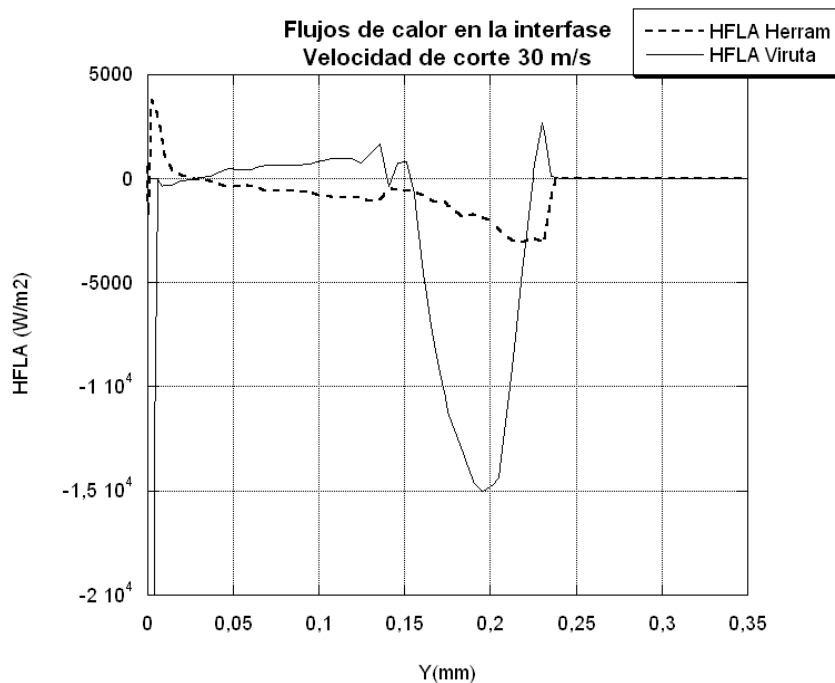


Gráfico 4.33.- Flujos de calor a través de la interfase viruta herramienta (W/m^2). Velocidad de corte de 30 m/s.

El valor que toma la variable HFLA es positivo cuando el calor fluye hacia fuera de la superficie, y negativo cuando entra. Por tanto, podemos diferenciar dos

Resultados y análisis

comportamientos en el gráfico anterior, representativos de lo que ocurre en el proceso de corte. En primer lugar, vemos que hasta los 0.15 mm. tenemos calor que fluye desde la viruta a la herramienta, puesto que vemos que por la superficie de la viruta sale calor (valor positivo de “HFLA Viruta”) que entra a través de la superficie de la herramienta (valor negativo de “HFLA Herram”). Además vemos que estos valores son prácticamente simétricos, lo cual implica que la generación de calor en esta superficie es nula. Esto es así porque nos encontramos en la región *sticking* (tal y como veíamos en el gráfico 4.29), donde no se genera calor puesto que no hay fricción entre viruta y herramienta, y se produce por tanto un flujo de calor por conducción entre la viruta y la herramienta. En segundo lugar, a partir de los 0.15 mm., vemos que se produce un cambio brusco en los flujos de calor, pasando a tener flujos de calor entrantes para ambas superficies. Es en esta región donde se está produciendo calor entre las dos superficies (región *sliding*), que se reparte entre la viruta y la herramienta. Por otra lado, vemos de nuevo claramente cómo el flujo de calor se concentra en esta zona de deslizamiento, tal y como se indicaba en el apartado anterior.

Con estos datos, extraídos para cada velocidad de corte, es posible obtener el porcentaje del flujo de calor que se extrae por la viruta en relación con el total del calor disipado. Para ello, podemos representar, respecto de la distancia a la arista de corte, la siguiente expresión:

$$\%HFLA = HFLA \text{ Viruta} / (HFLA \text{ Viruta} + HFLA \text{ Herram.}) \times 100$$

En el siguiente gráfico (4.34) podemos ver el resultado obtenido al aplicar esta relación al modelo anterior con velocidad de corte de 30 m/s.

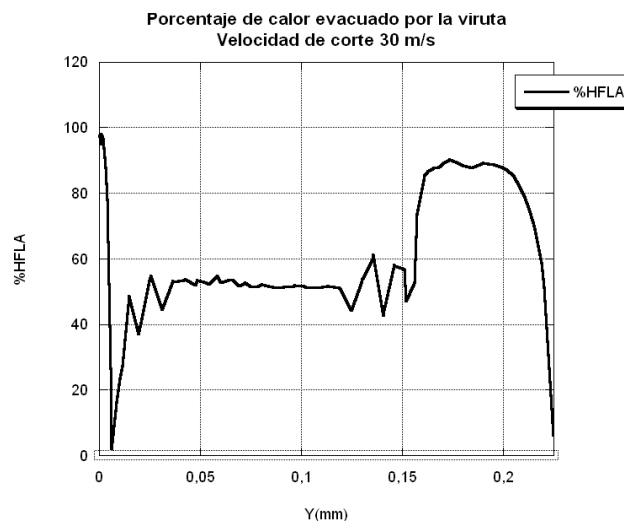


Gráfico 4.34.- Porcentaje de flujos de calor a través de la interfase viruta herramienta.
Velocidad de corte de 30 m/s.

Resultados y análisis

Vemos que el porcentaje de calor evacuado por la viruta en la región *sliding* es muy elevado (89%). Hay que tener en cuenta que nos encontramos a una velocidad de corte alta, por lo que esto concuerda con la teoría del mecanizado de alta velocidad. En la región *sticking* vemos que tenemos una relación del 50%, aunque este dato está falseado por el hecho de haber aplicado el valor absoluto de los flujos de calor para obtener esta relación, teniendo en cuenta que lo que nos interesa realmente es el flujo de calor en la región *sliding*. En realidad, en la región *sticking* el flujo de calor es del 100% para la herramienta, ya que como hemos visto antes el flujo es hacia la herramienta.

Una vez obtenidos los resultados para todas las velocidades de corte estudiadas, podemos representar la tendencia del porcentaje del flujo de calor extraído a través de la viruta. Para ello se ha realizado la suma aritmética de los flujos de calor a través de cada superficie, y se ha obtenido el flujo de calor total obtenido a través de dicha superficie.

A continuación se ha obtenido la relación indicada anteriormente, que nos da el porcentaje del flujo de calor disipado por la viruta. El valor obtenido para cada velocidad de corte se muestra en el gráfico 4.35, y se han eliminado las velocidades de corte inferiores a 10 m/s, ya que los tiempos de la simulación no fueron suficientes para alcanzar la estabilidad en los flujos de calor y por tanto los valores obtenidos no son representativos del proceso de corte.

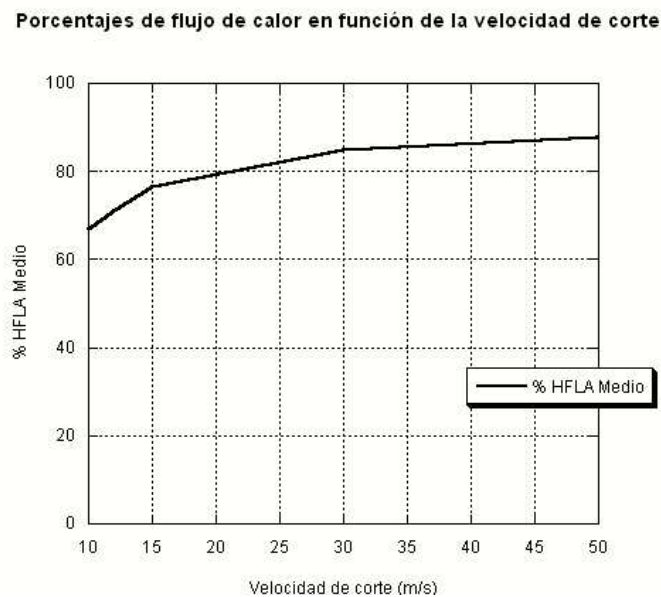


Gráfico 4.35.- Porcentaje de del calor evacuado por la viruta en función de la velocidad de corte.

Podemos ver que la viruta absorbe progresivamente una mayor cantidad de calor. La explicación teórica a este fenómeno es que la viruta se convierte en una región “adiabática”, ya que la temperatura de la herramienta aumenta hasta tal punto que deja de absorber calor, siendo la viruta la que, estando más fría y constantemente renovada, absorbe el calor generado en la interfase. Esto se ve acentuado con el hecho de que al aumentar la velocidad de corte, el calor generado en la zona de cizalladura no tiene tiempo de fluir hasta la herramienta, evacuándose por la viruta. Esto último dependerá de la conductividad térmica del material, pero se cumple para la mayoría de los aceros.

4.- CONCLUSIONES

A la vista de los resultados obtenidos, podemos sacar las siguientes conclusiones en relación con el modelo de elementos finitos creado:

- La ley constitutiva del material impuesta al modelo ha sido válida para obtener tendencias aproximadas en diferentes variables que caracterizan el proceso de corte. Sin embargo, tal y como se indicó al final del apartado 2.1 del capítulo IV “Fuerzas de corte”, esta ley constitutiva puede ser la causa de los desajustes cuantitativos que se obtienen en las fuerzas de avance, lo cual afecta significativamente al valor de la fricción macroscópica global.

- El tamaño de elemento empleado ha sido adecuado para la gran parte de los cálculos, pudiéndose apreciar adecuadamente los altos gradientes que se producen en el proceso de mecanizado. Únicamente se han encontrado algunos problemas en la superficie secundaria de corte (contacto viruta-herramienta) al aparecer una fina capa de *sticking* de un espesor inferior al tamaño de elemento (imagen 3.1 del capítulo 3). Para poder evaluar correctamente este comportamiento sería necesario emplear tamaños de malla muy inferiores, alrededor de los 2 micrómetros, lo cual podría ser objeto de trabajos posteriores.

- Se ha conseguido avanzar hacia un modelo de fricción dependiente de la velocidad de deslizamiento en la interfase viruta-herramienta. Tras la aplicación de varios modelos de fricción, el modelo $\mu(V)_3$ es el que mejores resultados ha proporcionado. Este modelo de fricción queda validado por medio de las fuerzas de

Resultados y análisis

corte y la fricción global obtenida, obteniéndose tendencias similares a las obtenidas en los ensayos experimentales. Otras variables del mecanizado, como el espesor de viruta y la longitud de contacto, también presentan tendencias similares a las obtenidas en ensayos experimentales. Además, por medio de este modelo se ha conseguido evitar el problema de la “saturación de la fricción” que se observaba en los modelos de fricción constante, obteniéndose valores de *sticking* más parecidos a los obtenidos experimentalmente.

- El modelo de fricción dependiente de la temperatura impuesto ha resultado tener un valor de la fricción demasiado elevado, tal y como se desprende del seguimiento de la curva de saturación de la fricción. Un valor inicial menor a temperatura ambiente para la fricción puede resultar más adecuado, y se plantea como materia de trabajos posteriores. Sin embargo, el modelo se ha implementado correctamente y puede ser utilizado para hacer pruebas con diferentes valores iniciales de la fricción. Por otro lado, en relación con los resultados obtenidos para las variables termodinámicas, podemos decir que son aceptables. En particular, vemos que los resultados obtenidos para la relación del calor evacuado por la viruta y la herramienta son muy similares a resultados obtenidos en la bibliografía.

CAPÍTULO V: CONCLUSIÓN Y TRABAJOS POSTERIORES

Conclusiones y posteriores aplicaciones

La investigación realizada a lo largo de este proyecto permite, por medio del uso de modelos de elementos finitos, un mayor conocimiento de los fenómenos que ocurren en el proceso de mecanizado.

Se ha conseguido trabajar con un modelo ALE del conjunto viruta-herramienta, que representa el proceso de corte ortogonal, con ángulo de desprendimiento nulo y diversas velocidades de corte en el rango de 4 m/s a 50 m/s.

Se ha obtenido un modelo de fricción dependiente de la velocidad de deslizamiento en la interfase que representa con bastante exactitud el comportamiento de la fricción en la superficie de contacto viruta-herramienta. El modelo obtenido finalmente ha sido validado teniendo en cuenta las tendencias obtenidas en diversas variables del mecanizado con resultados experimentales obtenidos en experimentos idénticos tanto en material como en parámetros de mecanizado.

Se presenta también un modelo de fricción dependiente de la temperatura, que si bien impone una fricción demasiado elevada, puede ser aplicado en posteriores trabajos con valores menores de la fricción inicial para el estudio de la fricción dependiente de la temperatura. En estos modelos, además, se ha podido realizar un análisis de las variables termodinámicas al haberse ejecutado tiempos de mecanizado suficientemente elevados como para obtener la estabilidad de las variables termodinámicas.

A partir del trabajo realizado a lo largo de este proyecto fin de carrera, puede continuarse la investigación del proceso de mecanizado con trabajos posteriores en los siguientes aspectos:

- Estudio de modelos de fricción dependiente de la temperatura:

En este trabajo se han presentado los resultados de un modelo de fricción dependiente de la temperatura con un valor inicial de la fricción igual a la unidad. Por los resultados obtenidos, parece conveniente la aplicación de este mismo modelo con valores inferiores de la fricción inicial, de modo que los valores de las fuerzas de mecanizado y fricción global no se encuentren tan cerca de la región de saturación.

- Ejecución de los modelos de fricción dependiente de la temperatura hasta el estacionario:

A causa del largo tiempo de ejecución necesario para alcanzar el estacionario en los modelos de fricción dependiente de la temperatura, en algunos casos ha sido necesario cortar las simulaciones y extrapolar los resultados para obtener los datos del estacionario. Se recomienda la aplicación de estos modelos en trabajos posteriores hasta alcanzar el estacionario, probando con la aplicación de una herramienta de dimensiones inferiores o con un tamaño de elementos mayor para reducir el tiempo de resolución de los mismos.

- Estudio conjunto de la fricción dependiendo de la velocidad y de la temperatura:

La velocidad de deslizamiento y la temperatura actúan simultáneamente en el proceso de corte. El siguiente paso a este trabajo es la aplicación simultánea de ambos factores en un único modelo de fricción. Por otro lado, el programa de elementos finitos empleado en este trabajo permite la aplicación de varios factores que influyan en la fricción, pero debe encontrarse la manera de implementar simultáneamente los dos modelos desarrollados en este trabajo.

- Trabajo con distintos parámetros de material y mecanizado:

El código de elementos finitos utilizado en este proyecto está abierto a la aplicación de diferentes materiales y parámetros de mecanizado. Por otro lado, podría evaluarse la validez de otros parámetros para la ley de Johnson Cook, ya que como veíamos en el capítulo de resultados puede ser una de las causas de la desviación de los resultados.

- Mallado más fino en la superficie de contacto:

En los resultados obtenidos para el *sticking* hemos podido comprobar la presencia de una fina capa de *sticking* que se prolonga a lo largo de la superficie de contacto. Los elementos que sufren este fenómeno son demasiado grandes para poder representar fielmente este fenómeno, por lo que convendría aplicar los modelos con elementos más pequeños en dicha interfase.

CAPÍTULO VI: REFERENCIAS

6.-REFERENCIAS

- [1].- Pérez Bilbatua, Joseba, Goretti Alberdi y Patxi López. *Mecanizado de alta velocidad*. Centro de Aplicaciones del Mecanizado de Alta Velocidad de Tekniker
- [2].- F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui y P.Kapsa, 2009. *Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels*. Journal of materials processing technology, 209, pp. 3978–3990.
- [3].- Arrazola, P.J., Ugarte, D. y Dominguez, X., 2008. *A new approach for the friction identification machining through the use of finite element modeling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture , 48, pp. 173–183.
- [4].- Moufki A., Molinari A. y Dudzinski D. *Modeling of orthogonal cutting with a temperature depending friction law*. J. Mech. Phys. Solids, nº46 (10), pp. 2103-2138 (1998).
- [5].- Moufki A., Devillez A., Dudzinski D., Molinari A. *Thermomechanical modelling of cutting and experimental validation*. Metal cutting and High speed Machining. pp.51-67.
- [6].- Departamento de Ingeniería Mecánica, *Apuntes de Tecnología de Fabricación II: Conformación por arranque de viruta*, pág. 12.
- [7].- Shivakumar Raman, Amber Longstreet, Debajit Guha, 2002. *A fractal view of tool–chip interfacial friction in machining*. Wear, nº 253, pp. 1111–1120.